UNIVERSITÉ DE NANTES FACULTÉ DES SCIENCES ET DES TECHNIQUES

ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES POUR L'INGENIEUR GEOSCIENCES ARCHITECTURE (SPIGA)

N° attribué par la bibliothèque



Modélisation et optimisation des opérations de parachèvement de pièces en matériaux composites

THÈSE DE DOCTORAT

Discipline : Science de l'Ingénieur Spécialité : Génie Mécanique

Présentée

et soutenue publiquement par

Aude BOUDELIER - CAILLAUD

Le 1 décembre 2011, devant le jury ci-dessous

Président :	Gérard POULACHON, Professeur des Universités, Arts et Métiers Paristech, Cluny
Rapporteurs :	Jean-François CHATELAIN, Professeur titulaire, Ecole de Technologie Supérieure de Montréal
	Joël RECH, Maître de Conférences-HDR, ENISE, Saint-Etienne
Examinateurs :	Benoit FURET, Professeur des Universités, IUT de Nantes
	Sébastien GARNIER, Maître de Conférences, IUT de Nantes
	Mathieu RITOU, Maître de Conférences, IUT de Nantes
Membre Invité :	Didier LEBORGNE, Expert Usinage des Composites, AIRBUS Nantes

Directeur de thèse : Benoit FURET Co-encadrants : Sébastien GARNIER et Mathieu RITOU ED : SPIGA (N°498)

Année 2011

Je remercie Michel Malabre, directeur de l'Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes, ainsi que Jean-Yves Hascoët et Pascal Mognol, qui se sont succédés en tant que responsable de l'équipe Modélisation et Optimisation de Process de Production. Ils m'ont offert des conditions de travail optimales durant ces trois années.

Je souhaite vivement remercier l'ensemble des membres du jury, en commençant par Jean-François Chatelain, venu spécialement du Québec, et Joël Rech, pour avoir accepté de rapporter ces travaux de recherche et pour l'intérêt qu'ils y ont portés, à travers leur lecture attentive et rigoureuse. Je remercie également Gérard Poulachon de m'avoir fait l'honneur de présider le jury de soutenance. Je témoigne également toute ma reconnaissance à Didier Leborgne, qui a permis de mettre en relief l'intérêt industriel de ces travaux.

Je remercie sincèrement Benoît Furet, mon directeur de thèse, pour son optimisme et ses intuitions, pour la hauteur qu'il a su donner à mes travaux et pour les nombreux conseils qu'il a pu m'apporter. Un grand merci également à Sébastien Garnier et Mathieu Ritou, coencadrants, pour leur disponibilité, leur écoute, leur rigueur et leur esprit critique. Vous avez su me transmettre vos méthodes de travail et votre démarche scientifique, sans lesquelles il est souvent difficile d'avancer. Je vous remercie sincèrement, tous trois, pour la qualité de votre encadrement, les longs débats (parfois mouvementés !), et surtout d'avoir cru en mes capacités, plus que je n'ai su par moment croire en moi.

Merci aux membres de l'équipe MO2P pour leur accueil et leurs conseils. Merci notamment à Stéphane Tichadou, Claire Dumas, Tarek Braham-Bouchnak, David Fontaine et Samuel Bonnet pour les échanges scientifiques et les conseils avisés. Merci à Loïc et Christophe (Société Oratech) pour leur aide durant les phases expérimentales. Un grand merci également à toute l'équipe de Synervia pour leurs conseils et leur soutien, mais également pour leur bonne humeur !

Merci à tous les collègues pour tous ces bons moments lors des pauses café à refaire le monde : Julien, Jojo, Raphaël, Benjamin, Rozenn, David, Côme, Anthony, Fabien, Erwann, Philippe, Guillaume, Vincent, avec une mention spéciale pour Erwan (soutien logistique !).

Un clin d'œil particulier et sincère à Frédéric Castells et à l'ensemble de l'équipe enseignante de l'IUT de Nantes, sans qui je n'en serais pas là aujourd'hui...

Pour finir, mille mercis à ma famille et à mes proches qui ont toujours été à mes côtés et m'ont soutenu tout au long de ce projet. Une pensée 'aux gens de la Seg et de St-Co' pour avoir réussi à me changer les idées ! Enfin, Merci à toi Etienne, pour ta patience et surtout pour ton extrême compréhension durant cette 'épreuve'. Le voyage continu...

Ces quelques lignes ne suffisent pas pour vous témoigner toute ma reconnaissance,

A vous tous, un grand MERCI !

A mes parents pour leur soutien,

A Claire, Denis et ma nouvelle famille,

A Anne-Sophie,

A Etienne.

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION					11
CHAPITRE 1					15
PROBLEMATIQUES	LIEES	AU	DETOURAGE	E DES	MATERIAUX
COMPOSITES					15
1.1. PARACHEVEMEN	T DES MA	TERIA	UX COMPOSITES	5	
1.1.1. Généralités sur les 1	natériaux con	nposites à	matrice polymère		
1.1.1.1. La matrice		1	1 2		16
1.1.1.2. Les fibres					16
1.1.1.3. Les composites st	ratifiés multidi	rectionnels			17
1.1.2. Spécificités des pièc	es en matéria	ux compo	sites		
1.1.2.1. Nécessité des opé	rations de parac	chèvement			20
1.1.2.2. Spécificités liées a	au détourage de	es matériau	x composites		21
1.1.3. Difficultés rencontre	ées lors de l'u	isinage de	s matériaux composite	25	
1.1.3.1. Intégrité matière					23
1.1.3.2. Etat de surface					25
1.2. PROCEDES DE DE	ETOURAG	E DES N	MATERIAUX CON	MPOSITES	
1.2.1. Procédés convention	nnels d'usinag	ge			
1.2.1.1. Carbure et PCD					26
1.2.1.2. Disque et fraise à	concrétions dia	imantées			27
1.2.2. Procédés d'usinage	'innovants'				
1.2.2.1. Fil diamanté et câ	ble à perles				29
1.2.2.2. Laser					30
1.2.2.3. Jet d'eau et jet d'e	au abrasif				31
1.3. METHODES DE SI	ELECTION				
1.3.1. Stratégies à différen	tes échelles				
1.3.2. Approche de type go	umme automa	tique			
1.3.3. Autres méthodes de	choix et d'op	timisation	des conditions de cou	pe	
1.4. MODELISATION	DES E	FFORT	S D'USINAGE	DANS LE	S MATERIAUX
COMPOSITES					
1.4.1. Les différents mécar	ismes de cou	pe			
1.4.2. Modélisation de la c	coupe				
1.4.2.1. Modèles empiriqu	les				42
1.4.2.2. Modèles analytiqu	ies				42
1.4.2.3. Modèles numériqu	ues				48
1.5. CONCLUSION ET	PERSPEC'	TIVES			

CHAPITRE 2

METHODOLOGIE DE SELECTION DE PROCEDES DE PARACHEVEMENT	55
2.1. INTRODUCTION	55
2.2. PROBLEMATIQUE ET STRATEGIE DE RESOLUTION	56
2.2.1. Stratégie de résolution	56
2.2.2 Extraction des entités géométriques de la nièce	59
2.2.3 Analyse locale	60
2.2.4. Analyse topologique	61
2.2.5. Analyse globale	61
2.3 ANALYSE LOCALE	63
2.3.1 APPROCHE OUALITATIVE	00
2.3.1.1 Mise en place de la méthode qualitative	04
2.3.1.2 Application de la méthode sur le full barrel	70
2.3.1.3. Critique de l'existant	72
2.3.1.4. Exploitation dans l'analyse globale	73
2.3.2. APPROCHE QUANTITATIVE	74
2.3.2.1. Introduction de l'approche quantitative	74
2.3.2.2. Mise en place de la méthode quantitative	76
2.3.2.3. Application de la méthode sur le full barrel	78
2.3.2.4. Critique de la méthode	80
2.3.2.5. Exploitation dans l'analyse globale	81
2.3.3. Conclusion	81
2.4. OPTIMISATION DES PARAMETRES OPERATOIRES	82
2.4.1. Méthodologie de qualification de procédé	82
2.4.2. Critères d'évaluation	84
2.4.2.1. Critères de qualité	84
2.4.2.2. Critères de coupe	92
2.5. CONCLUSION	93
CHAPITRE 3	95
FRAISES A CONCRETIONS DIAMANTEES	95
3.1. INTRODUCTION	95
3.2. EXPERIMENTATIONS	96
3 2 1 DÉFINITION DU PROTOCOLE OPERATOIRE	96
3.2.1.1. Définition des outils	96
3.2.1.2. Définition des matériaux	98
3.2.1.3. Dispositif expérimental	99
3.2.1.4. Description du scanning d'outils	99
3.2.2. DEMARCHE DE CONSTRUCTION DES PLANS D'EXPERIENCES	. 102
3.2.2.1. Terminologie associée aux plans d'expériences	102
3.2.2.2. Objectifs des plans d'expériences mis en place	103

55

3.2.2.3. Reponses etudiees	104
3.2.2.4. Choix des facteurs et du type de plans	106
3.2.2.5. Construction des plans d'expériences	107
3.3. ANALYSE DE LA QUALITE DE LA PIECE	111
3.3.1. Intégrité matière	111
3.3.2. Etablissement du lien entre la géométrie de l'outil et l'état de la surface	115
3.3.3. Modèle de prédiction de l'état de surface	119
3.3.4. Influence de l'état de l'outil sur l'état de surface	120
3.3.5. Endommagement de la fraise à concrétions diamantées	122
3.3.5.1. Phénomènes physiques	122
3.3.5.2. Effets sur les caractéristiques de l'outil	123
3.4. ANALYSE DES PHENOMENES DE COUPE	128
3.4.1. Analyse de l'énergie spécifique de coupe	128
3.4.2. Zone de coupe optimale	129
3.4.3. Phénomène de copeau mini (Zone 1)	131
3.4.4. Saturation de l'outil (Zone 3)	132
3.4.5. Influence de la thermique	136
3.4.5.1. Effet de la vitesse de coupe	136
3.4.5.2. Evolution de la température à l'interface outil/matière	137
3.4.5.3. Evolution des caractéristiques du matériau en fonction de la température	140
3.5. PROTOCOLE DE MISE EN PLACE DES FRAISES A CONCRET	IONS
DIAMANTEES	142
3.5.1. Définition des fonctions contraintes	142
3.5.2. Optimisation des paramètres opératoires	143
3.5.3. Synthèse	144
3.6. CONCLUSION	145
CHAPITRE 4	147
MODELISATION DES EFFORTS DE COUPE DES FRAISES A CONCRET?	IONS
DIAMANTEES	147
DIAMANTEES 4.1. INTRODUCTION	147 147
DIAMANTEES 4.1. INTRODUCTION 4.2. FONDEMENT DU MODELE	147 147 149
DIAMANTEES 4.1. INTRODUCTION	147 147 149 <i>149</i>
DIAMANTEES 4.1. INTRODUCTION	147 147 149 <i>149</i> <i>151</i>
DIAMANTEES 4.1. INTRODUCTION	147 147 149 <i>149</i> <i>151</i> 152
DIAMANTEES 4.1. INTRODUCTION	147 147 149 <i>149</i> <i>151</i> 152 153
 DIAMANTEES 4.1. INTRODUCTION 4.2. FONDEMENT DU MODELE	147 147 149 <i>149</i> <i>151</i> 152 153 154
DIAMANTEES 4.1. INTRODUCTION	147 147 149 <i>149</i> <i>151</i> 152 153 154 155
 DIAMANTEES 4.1. INTRODUCTION	147 147 149 149 151 152 153 154 155 156
 DIAMANTEES 4.1. INTRODUCTION	147 147 149 <i>149</i> <i>151</i> 152 153 154 155 <i>156</i> 157

4.3.2. Choix de la stratégie expérimentale	161
4.3.3. Protocole expérimental	. 162
4.3.4. Identification du modèle « palier »	. 163
4.3.5. Critères d'analyse	. 165
4.3.6. Analyse des résultats et discussion	. 167
4.4. MODELISATION DE L'INFLUENCE DU FIBRAGE	. 169
4.4.1. Modèle sinusoïdal	. 169
4.4.2. Modèles polynomiaux	. 170
4.4.3. Analyse comparative des résultats	. 175
4.5. GENERALISATION ET AMELIORATION DU MODELE	. 180
4.5.1. Généralisation du modèle	. 180
4.5.1.1. Seconde série d'essais	180
4.5.1.2. Identification des paramètres des modèles sur chaque système	181
4.5.1.3. Identification globale des paramètres des modèles	185
4.5.2. Amélioration du modèle	. 189
4.5.2.1. Voie d'amélioration	189
4.5.2.2. Identification des paramètres par sous-système	191
4.5.2.3. Identification globale des constantes	193
4.6. MECANISMES DE COUPE	. 195
4.7. APPLICATION DU MODELE AU DETOURAGE ROBOTISE D'UNE PIECE	EN
MATERIAU COMPOSITE	. 199
4.7.1. Influence du placement de la pièce sur les écarts d'usinage générés	. 200
4.7.2. Influence de l'orientation des fibres sur les écarts d'usinage générés	. 202
4.8. CONCLUSION	. 203
CONCLUSIONS	205
PERSPECTIVES	210
REFERENCES	213
GLOSSAIRE	223
TABLE DES ILLUSTRATIONS : FIGURES	227
TABLE DES ILLUSTRATIONS : TABLEAUX	231
ANNEXES	233

_

INTRODUCTION

Les caractéristiques mécaniques des matériaux composites, les possibilités offertes par leurs procédés de mise en forme et l'optimisation de leurs coûts de production en font des matériaux de choix pour les industriels. Leur évolution fulgurante a révolutionné de nombreux secteurs de l'industrie. C'est le cas notamment du nautisme où leur arrivée a modifié complètement le processus de fabrication des bateaux. Auparavant construites en bois massif jusqu'à la fin des années 50, puis en acier et en aluminium, les composites à matrice polymère sont apparus dans le processus de fabrication des coques dans les années 70. Actuellement, l'industrie nautique française produit plus de 95% de bateaux de plaisance en composite, pour seulement 3% de bateau en aluminium, 2% en bois (contreplaqué, bois moulé) et moins de 1% en acier.

Cette ascension a également été très importante dans le domaine de l'aéronautique, où leur pourcentage par rapport au poids global de l'avion est passé de 3% (A300) à plus de 50% (A350 XWB) en seulement 40 ans. Ce phénomène a notamment été amplifié et accéléré par la concurrence entre les deux géants de l'aviation (Boeing et Airbus) recherchant toujours plus de performances. Dans ce secteur spécifique, moteur dans la recherche et l'intégration de techniques de pointe, les enjeux majeurs pour les constructeurs sont de diminuer les coûts de fabrication et d'exploitation des avions en réduisant notamment la consommation de carburant, et améliorant ainsi leur impact environnemental. C'est la raison principale pour laquelle les matériaux composites sont arrivés sur ce secteur, permettant ainsi d'accroître la charge utile des appareils, tout en garantissant de très bonnes propriétés mécaniques. Aujourd'hui, ils remplacent progressivement des pièces de structure auparavant réalisées en matériaux métalliques (ailerons, caisson central...). L'expérience accumulée prouve que l'emploi des composites permet, à performances égales, des gains de masse variant de 10% à 50%, suivant les cas, en engendrant des coûts de fabrication supérieurs de 10% à 20%.

En contrepartie de cette utilisation sans cesse grandissante, le parachèvement des pièces en matériaux composites est encore bien souvent artisanal dans certains secteurs d'activité, où les entreprises s'appuient souvent sur le savoir faire acquis par leurs employés. Dans d'autres secteurs, il nécessite l'utilisation de moyens automatiques ou semi-automatiques très coûteux. Quoi qu'il en soit, ces opérations d'usinage sont difficiles à effectuer en raison de la nature hétérogène et de l'abrasivité des matériaux composites. C'est pourquoi de nombreux procédés de parachèvement ont été développés, et sont toujours aujourd'hui en cours de développement.

Actuellement, la multitude de matériaux et de procédés disponibles accroît la problématique de sélection qui permet d'associer, à chaque pièce, un procédé de parachèvement et les paramètres opératoires adaptés, permettant de garantir la qualité des pièces fabriquées et d'optimiser la productivité. Un des objectifs des travaux effectués dans le cadre de cette thèse est de répondre à cette problématique, en proposant une solution pertinente appliquée au détourage de pièces en matériaux composites à matrice polymère.

Le premier chapitre de ce manuscrit est donc consacré à un état de l'art sur le détourage de pièces en matériaux composites. Dans un premier temps, les propriétés des matériaux composites utilisés dans notre étude seront définies. Les difficultés associées à leur parachèvement seront soulignées et une brève description des principaux procédés disponibles pour réaliser cette tâche sera effectuée. Puis, une synthèse concernant les méthodes dédiées à la sélection de procédés et aux choix des paramètres opératoires qui leur sont associés sera exposée. La dernière partie se focalisera plus spécifiquement sur la coupe des matériaux composites, en présentant successivement les différents mécanismes de coupe existants en fonction de l'orientation des fibres, puis les modèles développés dédiés à la prédiction des efforts.

Dans le second chapitre, une stratégie de résolution sera proposée pour associer à une pièce le ou les procédés de parachèvement les plus adaptés à sa réalisation. Cette méthode générale se décompose en quatre étapes successives ; à savoir, le découpage de la pièce en différentes entités géométriques, leur analyse locale, puis topologique, avant de finir par une analyse globale de la pièce. L'étape d'analyse locale, qui consiste à classer pour chaque entité géométrique les procédés de parachèvement selon différents critères, sera plus particulièrement approfondie. En effet, elle nécessite une expertise spécifique aux matériaux composites. Les deux méthodes mises en place pour effectuer cette analyse seront donc développées : une méthode qualitative (HOQ : House Of Quality) et une méthode quantitative (évaluation de fonctions). Leur pertinence sera validée au travers d'une application industrielle. La nécessité de la mise en place d'une base de données procédés/matériaux sera également soulignée. Afin d'aider le Bureau des Méthodes à l'alimenter, des protocoles de qualification d'outils doivent être construits pour chacun des procédés envisagés. Pour cela, une nouvelle méthodologie en trois étapes permettant de les établir a été proposée. Celle-ci repose sur l'analyse de l'influence des paramètres opératoires sur la qualité de la pièce usinée et sur l'identification des limites des procédés. S'en suit une optimisation des paramètres opératoires.

Le troisième chapitre consiste à vérifier la faisabilité et la viabilité de cette méthode, visant l'établissement de protocoles de qualification d'outils. Dans cet objectif, la méthode est appliquée au procédé de détourage à l'aide de fraises à concrétions diamantées. Dans un premier temps, l'influence des paramètres opératoires sur la qualité de la pièce sera étudiée (intégrité de la matière et état de la surface usinée). Puis, les sollicitations mécaniques mesurées lors de l'usinage seront analysées. En se basant alors sur les différentes limitations du procédé observées, le domaine de définition de chacun des paramètres opératoires considérés sera déterminé. Finalement, à partir de l'ensemble des informations réunies, le protocole permettant de qualifier les fraises à concrétions diamantées dans un matériau donné sera établi. Ainsi, les paramètres opératoires seront optimisés, afin de maximiser la productivité tout en respectant la qualité requise.

Le dernier chapitre présente la construction d'un modèle prédictif des efforts de coupe générés durant le parachèvement de stratifiés multidirectionnels à l'aide de fraises à concrétions diamantées, non existant jusqu'alors. L'influence de l'orientation des fibres est notamment considérée dans ce modèle. La démarche adoptée pour son développement se déroule en quatre temps : le paramétrage du problème, l'étude de l'évolution des coefficients spécifiques de coupe en fonction du fibrage, la modélisation de ces derniers, puis l'amélioration et la validation du modèle. A partir des résultats obtenus, une première réflexion sera effectuée autour des mécanismes de coupe. Enfin, une application sera présentée, où les défauts géométriques d'une pièce usinée lors d'une opération de parachèvement robotisée seront prédits grâce aux modèles développés.

Ces travaux de recherche ont été effectués au sein de l'IRCCyN (Institut de Recherche en Communications et Cybernétique de Nantes) dans l'équipe MO2P. Les expérimentations ont été réalisées sur la plateforme de parachèvement des composites AIP-Primeca à l'IUT de Nantes. Les travaux ont pu être mis en œuvre et validés industriellement dans le cadre du projet 'Défi Composites', et plus spécifiquement sur la tâche concernant le parachèvement d'une future pointe avant d'avion. L'objectif principal de cette tâche consiste à mettre au point un processus industriel global, capable de réaliser le parachèvement de pièces composites aéronautiques (détourage et préparation de surface), tout en respectant une cadence de 40 avions/mois, et une diminution du coût global de 30% par rapport à l'actuel A320. Ce projet, actuellement en cours, est effectué en partenariat avec AIRBUS Nantes, Besne Mecanique, Europe Technologies et Synervia.

CHAPITRE 1

Problématiques liées au détourage des matériaux composites

Ce premier chapitre a pour objectif d'effectuer un état de l'art sur les connaissances associées au parachèvement des matériaux composites, et plus spécifiquement aux opérations de détourage. Différentes thématiques seront donc abordées.

Dans une première partie, les matériaux composites à matrice polymère, au cœur de notre étude, seront présentés de manière succincte. La nécessité de leur parachèvement et les difficultés associées à cette opération seront soulignées. Puis, une brève description des principaux procédés, actuellement utilisés pour parachever les matériaux composites, sera effectuée. Leurs domaines d'applications respectifs seront définis. En raison du nombre grandissant de matériaux composites, la sélection de ces procédés relativement nombreux est devenue difficile. Un état de l'art concernant les méthodes d'aide à la décision dédiées au choix des procédés, mais aussi des paramètres opératoires qui leur sont associées (approche du type gamme automatique), est donc effectué dans la troisième partie de ce chapitre. Finalement, la dernière partie se consacre plus spécifiquement à la coupe des matériaux composites. Dans un premier temps, les mécanismes associés à la coupe des fibres seront présentés. Puis, les différents modèles développés, dédiés notamment à la prédiction des efforts générés durant la coupe, seront exposés.

1.1. PARACHEVEMENT DES MATERIAUX COMPOSITES

1.1.1. Généralités sur les matériaux composites à matrice polymère

Les matériaux composites sont définis comme étant des assemblages d'au moins deux corps à structure différente (matrice et fibre) dont les qualités individuelles se combinent et se complètent en donnant un matériau hétérogène dont les performances globales sont améliorées [Wei83]. L'ensemble de ce manuscrit se focalise sur une famille spécifique de ces matériaux : les composites à matrice polymère. Dans un premier temps, les rôles et les caractéristiques de chacun de ces constituants vont donc être définis.

1.1.1.1. La matrice

Les rôles attribués à la matrice dans un matériau composite sont relativement importants : assurer le maintien des fibres, leur transmettre et répartir les sollicitations appliquées sur la pièce, mais également protéger les fibres en les isolant de l'environnement ambiant (humidité, corrosion, chaleur...).

Dans la première partie de ce manuscrit (Chapitre 1 et 2), les matériaux à matrices thermoplastiques et thermodurcissables seront considérés. Dans la seconde partie (Chapitre 3 et 4), nous nous focaliserons principalement sur un matériau : le T800M21. Ce dernier est constitué d'une matrice thermodurcissable, et plus précisément d'une résine époxy M21 (*Hexcel*), dont le comportement mécanique peut être considéré comme isotrope et viscoélastique fragile [Deh07]. Sous l'action de la chaleur, il se dégrade par carbonisation. Ces transformations après polymérisation sont irréversibles. Les propriétés mécaniques associées à ce matériau sont définies dans le Tableau 1.

Masse volumique (ρ)	$1200 \mathrm{~kg/m^3}$
Module de traction (E)	4500 MPa
Module de cisaillement (G)	1600 MPa
Allongement à la rupture (A%)	2%à 100°C, 6% à 200°C
Coefficient de Poisson (μ)	0.4

Tableau 1. Propriétés mécaniques de la matrice époxy M21 (Hexcel)

Lors d'opérations d'usinage, la matrice constitue le siège de l'apparition des fissures et de leur propagation. Ces propriétés en cisaillement sont donc primordiales dans la définition des mécanismes de formation du copeau.

1.1.1.2. Les fibres

Le rôle des fibres dans les matériaux composites est d'assurer la transmission des actions mécaniques. Ainsi, elles contribuent à l'amélioration de la résistance mécanique de la pièce dans laquelle elles sont incorporées, mais également à sa fragilité. En fonction de leur nature, le diamètre des fibres varie généralement entre 3 et 15 μ m (Figure 1).



Figure 1. Fibres de carbone observées au MEB [Eca11]

Comme souligné précédemment, la seconde partie de ce manuscrit se focalise sur le matériau T800M21. Les fibres de carbone T800 (*Torayca*) sont obtenues à partir de fibres de polyacrylonitrile (PAN) ayant subi successivement une opération d'oxydation et de carbonisation [Luy08]. C'est durant cette phase de fabrication qu'apparaît leur anisotropie. En effet, leurs propriétés mécaniques dans le sens longitudinal sont beaucoup plus intéressantes que celles obtenues dans le sens transversal (Tableau 2).

	Sens transversal	Sens longitudinal	
Masse volumique (ρ)	$1820~{ m kg/m^3}$		
Module de cisaillement (G)	50 (dPa	
Module de traction (E)	15 GPa	294 Gpa	
Résistance à la rupture	$700 \mathrm{MPa}$	5.49 GPa	
Allongement à la rupture (A%)		1.9~%	

Tableau 2. Propriétés mécaniques des fibres de carbone T800 (Torayca) [Luy08] [Mon09]

Les fibres de carbone possèdent un module de traction environ 60 fois plus élevée que celui de la matrice époxy étudiée. Leur masse volumique, bien qu'environ 1.5 fois supérieure à celle de l'époxy, reste faible devant celle des alliages d'aluminium ($\rho=2700 \ kg/m^3$), classiquement utilisés dans le domaine de l'aéronautique. Leur faible allongement à la rupture souligne leur fragilité.

1.1.1.3. Les composites stratifiés multidirectionnels

1.1.1.3.1. Structure

La fonctionnalité d'une pièce composite participe non seulement à la définition de sa géométrie, mais également à la détermination de sa composition. En effet, la disposition des fibres, et plus précisément leurs orientations, doit être définie en fonction des sollicitations mécaniques appliquées sur la pièce.

Dans le cas de composites stratifiés, le matériau est constitué d'une superposition de plis, à l'intérieur desquels des fibres sont groupées et toutes orientées dans une même et unique direction (Figure 2 : 3 plis). Si tous les plis sont superposés dans la même direction, la structure est qualifiée d'unidirectionnelle. La plupart des composites stratifiés sont constitués d'une superposition de plis orientés dans des directions différentes (Figure 2). La structure est alors dite multidirectionnelle : ce type de structure est au cœur de notre étude. Dans les deux configurations, la pièce est fabriquée par dépose successive de plis, assemblés entre eux lors de la phase de polymérisation de l'ensemble. Des densités importantes de matrice sont d'ailleurs observées au niveau de l'interface entre chaque pli.



Figure 2. Matériau composite stratifié multidirectionnel /IRC11]

Dans la plupart des applications où la pièce est fortement sollicitée, quatre orientations de plis sont considérées : -45° , 0° , $+45^{\circ}$ et 90°. Généralement, le concepteur de la pièce choisit alors une séquence de drapage 'standard', comme celles présentées ci-dessous :

- Equilibré : la séquence comporte le même nombre de plis dans chacune des directions,
- Symétrique : les plis sont orientés symétriquement par rapport à un plan moyen,
- Orthogonal : la séquence comporte autant de plis à 0° que de plis à 90°.

D'autres types de séquences peuvent bien évidemment être définis. Certaines parties de la pièce peuvent également être renforcées localement par un nombre de plis plus important. Afin d'effectuer la jonction entre les différentes parties, on effectue alors ce que l'on appelle des 'lâchés de plis'.

Différentes notations ont été mises en place afin de définir l'orientation des fibres par rapport à l'outil. Dans le domaine de l'usinage du bois, Mc Kenzie [Mck60] a mis en place deux angles complémentaires $\chi 1$ et $\chi 2$ permettant de définir totalement la position de l'outil par rapport à l'orientation de l'axe des fibres.



Figure 3. Notation de McKenzie [Mck60]

 $\chi 1$ correspond à l'angle formé entre l'arête de coupe et l'axe des fibres, dans le plan perpendiculaire à la direction de coupe ; et $\chi 2$ à l'angle formé entre la vitesse de coupe et l'axe des fibres, dans le plan perpendiculaire à l'arête de coupe (Figure 3). Cette notation a notamment été reprise par Bonnet [Bon10] dans ses travaux sur le perçage multi-matériaux titane/composite fibres de carbone.

Des notations plus récentes sont apparues avec les travaux de Kaneeda [Kan91] et Wang et al [Wan95a]. Un angle unique θ , formé entre la vitesse de coupe et l'axe des fibres, est alors utilisé pour paramétrer l'orientation des fibres (Figure 4). En fonction des études considérées, deux domaines de définition sont utilisés : [-90°; 90°] pour Wang et al. [Wan95a] et Bhatnagar et al. [Bha95], et [0°; 180°] pour [Wan03]. Entre les deux configurations, le référentiel utilisé est inversé. Ainsi, les angles définis positivement par [Bha95] sont définis négativement pour Wang et al. [Wan03] et inversement. Afin d'exploiter pertinemment les résultats d'une étude, il est donc nécessaire d'identifier avec attention la notation utilisée.



Figure 4. Notation de Bhatnagar et al. [Bha95]

Dans ce manuscrit, la notation retenue prend en compte l'angle θ définie entre la direction de coupe et l'orientation des fibres. Le référentiel est orienté positivement dans le sens trigonométrique (notation similaire à celle de [Bha95]). La notation de [McK60] est mise de côté puisqu'elle nécessite la connaissance de la position de l'arête de coupe de l'outil, pas toujours possible à déterminer pour certaines technologies d'outils (fraise à concrétions diamantées).

1.1.1.3.2. Propriétés

Les propriétés mécaniques des matériaux composites sont caractérisées par l'ensemble de ces composants : la matrice, les fibres, ainsi que leur interface. Ainsi, dans notre application, elles se situent entre celles de la résine époxy (Tableau 1) et celles des fibres de

	Sens transversal	Sens longitudinal
Pourcentage volumique de fibres	60	%
Masse volumique (ρ)	1.	55
Résistance à la traction (Rm)	$80 \mathrm{MPa}$	$2840~\mathrm{MPa}$
Résistance à la compression		$1570 \mathrm{MPa}$
Module de traction (E)	7.8 GPa	160 GPa
Module de compression (G)		$145 \mathrm{~GPa}$
Cisaillement interlaminaire		100 MPa
Allongement à la rupture $(A\%)$	1 %	1.6~%

carbone (Tableau 2). Les caractéristiques d'un matériau unidirectionnel, de type fibre de carbone/résine époxy, sont regroupées dans le Tableau 3.

Tableau 3. Propriétés mécaniques d'un composite unidirectionnel à base de fibres de carbone T800 et de résine époxy 3631 [Luy08]

Ces caractéristiques dépendent de la disposition des fibres dans la matrice. Ainsi, les propriétés dans le sens longitudinal et transversal sont différentes dans le cas de matériau unidirectionnel. C'est pourquoi des structures stratifiées multidirectionnelles sont utilisées afin de mixer les propriétés, et ainsi se rapprocher d'une structure plus homogène.

Dans le sens longitudinal, la forte résistance de l'ensemble en traction et en compression est obtenue grâce aux fibres de carbone. Ces-dernières confèrent également au matériau leur fragilité. En effet, l'allongement à la rupture du matériau est relativement faible comparé à celui des alliages d'aluminium utilisés fréquemment dans le secteur aéronautique (A=9%). En raison du caractère anisotropique des fibres, les propriétés obtenues dans le sens transversal sont beaucoup moins intéressantes. Le faible niveau du cisaillement inter-laminaire, qualifiant la cohésion entre les plis, souligne un des points faibles de la structure : l'interface entre les différents plis. Quoi qu'il en soit, la bonne connaissance des caractéristiques particulières de ces matériaux aide à l'exploitation de ces spécificités pour la conception et la fabrication de ces pièces appelées usuellement « pièces composites ».

1.1.2. Spécificités des pièces en matériaux composites

1.1.2.1.Nécessité des opérations de parachèvement

Les procédés de mise en forme des pièces composites s'apparentent d'avantage à des procédés par ajout de matière qu'à des procédés d'enlèvement de matière. Par exemple, dans le cas de pièces aéronautiques composites (panneaux de caisson, voilures), la forme générale est obtenue par un procédé de drapage suivi d'une cuisson en autoclave. Des pièces stratifiées multidirectionnelles, dont la séquence de drapage dépend des sollicitations mécaniques qui lui sont appliquées, sont donc obtenues. Malgré l'évolution rapide de ces procédés de mise en forme, il est, la plupart du temps, nécessaire de réaliser une opération d'usinage pour obtenir des surfaces fonctionnelles difficilement réalisables voire irréalisables par le procédé de mise en forme [Fur05] (Figure 5).



Figure 5. Cycle d'élaboration d'un produit en composite

Des détourages doivent être effectués pour enlever les pourtours non-conformes et nonhomogènes des pièces (Figure 6). Ainsi, des formes et des dimensions en adéquation avec les besoins définis par le cahier des charges peuvent être obtenues. Des perçages nécessitent également d'être effectués pour réaliser le futur assemblage.





Malgré les spécificités liées à l'usinage des matériaux composites, l'amélioration continue de leurs propriétés nécessite aujourd'hui de maîtriser leurs techniques d'usinage et d'élever leurs performances.

1.1.2.2. Spécificités liées au détourage des matériaux composites

Le détourage des matériaux composites est très différent de celui des matériaux métalliques de part leur nature hétérogène. Cette caractéristique est d'ailleurs la raison principale des difficultés associées à leur usinage. Quelle que soit la nature des fibres et de la matrice polymère considérées, leurs caractéristiques mécaniques et thermiques sont effectivement très différentes.

Les fibres de carbone au centre de notre étude sont très abrasives. Ceci conduit notamment à une usure prématurée des outils utilisés classiquement dans le domaine de l'usinage des matériaux métalliques (outils en carbure, PCD : diamant poly-cristallin) [Tet02] [Ram04] [Fur05]. En ce qui concerne ses caractéristiques thermiques, peu de données sont disponibles. Sa conductivité thermique étant beaucoup plus faible que celle d'un aluminium (6.3 W.m⁻¹.K⁻¹ dans le sens longitudinal, 0.7 W.m⁻¹.K⁻¹ dans le sens transversal), il est nécessaire que la chaleur générée dans la zone de coupe soit évacuée par l'outil [Kon85].

Contrairement aux fibres de carbone qui sont capables de résister à de hautes températures [Kon85], les matrices polymères sont limitées par leur température de transition vitreuse T_g , au-delà de laquelle leurs caractéristiques mécaniques sont fortement altérées. Dans le cas de la résine époxy utilisée dans notre étude, cette température T_g s'établie à 240°C (cf. §3.4.5).

Au-delà des différences liées à la nature du matériau, la spécificité de l'usinage des matériaux composites provient également du mécanisme d'enlèvement de matière. Contrairement aux matériaux métalliques pour lesquels l'usinage est caractérisé par le cisaillement et la déformation plastique de la matière, le copeau composite se forme suite à une multitude de ruptures en série, générées par l'accumulation de micro-fissures [Kop80]. Leur mode d'apparition dépend de l'orientation des fibres par rapport à la direction de coupe de l'outil (cf. §1.4.1) [Kon85] [Sak83]. Comme le soulignent de nombreux travaux, les efforts de coupe fluctuent donc en fonction de l'orientation des fibres [Bha95] [Wan95a] [Aro97] [Ram97] [She05] [Zag11]. Ainsi, en fonction de la séquence de drapage de la pièce et de la trajectoire de l'outil, les efforts de coupe sont différents.

L'ensemble de ces spécificités impacte sur la qualité de la pièce usinée, critère dominant pour évaluer la capabilité d'un procédé de fabrication à usiner un matériau donné. Cette dernière est qualifiée à travers les défauts d'intégrité matière créés (spécifiques aux matériaux composites), et l'état de la surface usinée. La partie suivante les définie plus précisément.

1.1.3. Difficultés rencontrées lors de l'usinage des matériaux composites

Le respect de la qualité imposée est la difficulté majeure associée à l'usinage des matériaux composites. En raison du manque de connaissances dans ce domaine, les spécifications en termes de qualité sont souvent, à tort, identiques à celles des matériaux métalliques. Afin de les définir correctement, des travaux de recherche sont menés pour déterminer leur lien avec la tenue en service de la pièce, qui reste actuellement un problème majeur.

Les difficultés rencontrées durant l'usinage sont principalement dues à l'hétérogénéité du matériau. Une mauvaise maîtrise de ces défauts peut mettre en péril une structure entière.

C'est pourquoi il est important de comprendre les causes de leur apparition, afin d'être capable de les éviter.

1.1.3.1. Intégrité matière

Les imperfections de surface, définies par la Norme ISO 8785, intègrent en partie ces défauts d'intégrité matière [ISO87]. Cependant, la nature des défauts décrits concerne principalement les pièces fabriquées à partir de matériaux métalliques (piqûre, corrosion, écaillage...). Or, de nombreux défauts d'intégrité matière, apparaissant durant les opérations d'usinage, sont propres à la famille des matériaux composites [Hu04]. C'est pourquoi de nouveaux défauts ont été définis.

Le délaminage est un défaut de décohésion entre, au moins, deux plis successifs d'un stratifié (Figure 7). Il apparaît au niveau des interfaces entre les différents plis, zone à risques de la structure, où la résistance mécanique est la plus faible. Dès que la composante axiale F_z des efforts de coupe est trop importante vis-à-vis de la résistance adhésive entre les plis, ce type de défaut se produit.



Figure 7. Délaminage intérieur matière [IRC11]

Cependant, les défauts les plus courants se produisent sur la surface de la pièce. Effectivement, les plis constituant les couches extérieures ne sont pas retenus par des plis adjacents, comme le sont ceux situés à l'intérieur de la pièce. Ce type de défauts a notamment été observé par Colligan et al. [Col93] au cours d'une étude sur le détourage d'un CFRP (Carbone Fiber Reinforced Polymer) à l'aide d'outils PCD. Trois modes de délaminage, apparaissant tous sur la surface extérieure de la pièce, ont ainsi été définis :

Le délaminage de Type I correspond à un écaillage du ou des plis supérieurs de la pièce. Dans les zones concernées, soit des surfaces sans fibres ni matrice sont observées, soit les fibres sont soulevées (Figure 8). Ce type de défaut dépend principalement de la nature des plis concernés et des conditions de coupe utilisées.

 Le délaminage de Type II correspond à des fibres non coupées franches qui excèdent le contour détouré (Figure 8).



Figure 8. Délaminages de Type I et II crées lors d'opérations de détourage au jet d'eau (à gauche), ou à l'aide d'outils à dents (à droite) [IRC11]

Le délaminage de Type III correspond à des fibres qui restent partiellement attachées à la surface usinée après le passage de l'outil. Elles sont globalement orientées dans la direction de l'avance de l'outil, même si elles restent plutôt désorganisées (Figure 9).



Figure 9. Délaminage de Type III [IRC11]

Les dégradations thermiques font également parties des défauts d'intégrité matière (Figure 10).



Figure 10. Dégradation thermique d'un composite à matrice thermodurcissable [IRC11]

Elles surviennent suite à une augmentation locale trop importante de la température, générée par le frottement de l'outil sur la matière au cours de l'usinage. En fonction de la nature du polymère, la matrice peut ainsi fondre (thermoplastique) ou se carboniser (thermodurcissable) [Xia02]. Il est donc important de s'assurer que la température de transition vitreuse du polymère T_{g} ne soit pas atteinte afin de ne pas dégrader les caractéristiques de la pièce.

Pour caractériser les surfaces composites usinées, de nouveaux types de défauts doivent donc être retenus par rapport à l'usinage des matériaux métalliques : le délaminage et les dégradations thermiques. Ces derniers doivent être associés à l'état de la surface usinée.

1.1.3.2. Etat de surface

Afin de qualifier l'état des surfaces usinées dans des matériaux composites, de nombreux critères ont été utilisés dans la littérature. L'écart moyen arithmétique du profil de rugosité Ra est le paramètre le plus fréquemment étudié [ISO42]. Hocheng et al. [Hoc93] et Paulo Davim et al. [Dav05] ont analysé l'influence de la géométrie de l'outil, de la vitesse de coupe et d'avance sur l'état de la surface obtenue à l'aide d'outil carbure dans un matériau carbone/époxy. Pour cela, un profilomètre tactile a été utilisé afin de mesurer la rugosité, au travers du paramètre Ra, obtenue en fond de rainure dans le sens de l'avance. Colligan et al. [Col99], dans leur étude sur les fraises à concrétions diamantées, ont utilisé le même moyen de mesure et le même critère Ra pour qualifier l'état de surface obtenu sur le flanc de la rainure usinée, en fonction de la granulométrie de l'outil. Contrairement aux études de Hocheng et Davim, les mesures ont été réalisées dans une direction perpendiculaire à l'avance. Hu et al. [Hu04] ont mixé les deux approches en considérant à la fois la rugosité (Ra) obtenue dans le sens longitudinal (identique à celui de l'avance), et dans le sens transverse. Leur étude se consacre à la rectification d'un matériau carbone/époxy, à l'aide d'une meule fabriquée à partir de grains d'alumine compactés.

Comme l'ont soulignés Wang et al. [Wan95a] et Ramulu [Ram99], une analyse unique du Ra n'est pas adaptée pour qualifier l'état de surface d'une pièce composite, en raison des importantes variations d'altitudes. C'est pourquoi la hauteur maximale du profil Rz a été introduite [ISO42], comme paramètre complémentaire dans leur étude sur le rabotage à l'aide d'outils PCD. Les valeurs longitudinales et transversales des Ra et Rz ont ainsi été déterminées à l'aide d'un profilomètre tactile, puis analysées afin de déterminer l'influence de la vitesse d'avance, de la géométrie de l'insert PCD et de l'orientation des fibres sur l'état de la surface usinée. Les auteurs ont également préconisé une inspection qualitative de la surface sur le profil transverse afin d'en caractériser la distribution spatiale et de détecter d'éventuelles irrégularités. L'observation de deux graphes a ainsi été proposée : l'histogramme de répartition des altitudes, qui illustre le facteur d'asymétrie du profil primaire Psk, et le graphe de répartition des hauteurs cumulées, qui correspond au facteur d'aplatissement Pku. Les paramètres utilisés dans notre étude seront présentés ultérieurement (cf. §2.4.2.1).

Afin d'améliorer la qualité de la surface obtenue et d'éviter les problèmes d'intégrité matière, il est important de choisir pertinemment le procédé de parachèvement le plus adapté à une application donnée : nature de la matrice et des fibres, épaisseur de la pièce... Comme nous l'aborderons par la suite, de nombreux procédés de parachèvement peuvent être utilisés pour assurer la qualité imposée.

1.2. PROCEDES DE DETOURAGE DES MATERIAUX COMPOSITES

Ces dernières années, de nombreux procédés de parachèvement de matériaux composites sont mis à l'essai ou exploités industriellement. Ils sont souvent classés en deux familles [Des97] :

- Les procédés conventionnels d'usinage : le matériau est enlevé par l'action mécanique d'un outil animé d'un mouvement de rotation, en contact direct avec la pièce.
- Les procédés d'usinage 'innovants' : le matériau est enlevé sous forme de petites particules. Aucun outil coupant, au sens classique du terme, n'est utilisé ; l'énergie est exploitée sous sa forme brute (mécanique, thermoélectrique...) : jet d'eau, laser ...

1.2.1. Procédés conventionnels d'usinage

1.2.1.1. Carbure et PCD

Les outils carbure et PCD, utilisés usuellement dans le domaine de l'usinage des matériaux métalliques, ont été adaptés au domaine des composites afin de résister à leur forte abrasivité (notamment celle des fibres de carbone), et ce afin d'éviter leur usure prématurée (Figure 11). Des travaux très diversifiés à propos de ces outils ont été effectués.





Les mécanismes de formation du copeau ont été étudiés par Wang et al. [Wan95a] [Wan95b] et Arola et al. [Aro96] lors d'opérations de coupe orthogonale avec des outils PCD. Les influences des paramètres de coupe tels que l'avance, la vitesse de coupe, la profondeur de passe, le mode de travail, l'inclinaison des fibres et la géométrie de l'outil ont été étudiées à la fois sur les efforts de coupe [Hoc93] [Ram97] et sur les états de surface obtenus [Gue94]. Ramulu et al. [Ram97] ont d'ailleurs proposé, à travers leur étude utilisant un outil PCD, l'utilisation de nouveaux critères d'état de surface basés sur la distribution de l'altitude des points mesurés (cf. §1.1.3.2). Davim et al. [Dav05] se sont eux plutôt focalisés sur les problèmes d'intégrité matière tel que le délaminage, comme abordé au §1.1.3.1, créés lors d'opérations de rainurage avec des outils carbure. Hocheng et al. [Hoc93] et Dhuttargaon [Dhu02] ont travaillé sur l'usure des outils. Enfin, des modèles permettant de prédire les efforts d'usinage durant des opérations de coupe orthogonale, en intégrant notamment l'influence de l'orientation des fibres, de l'angle de coupe de l'outil, de l'avance et de la vitesse de coupe, ont été proposés. Des manques concernant notamment la coupe des fibres à orientations négatives (Figure 4) sont cependant existants. Des approches empiriques [Wan95b] [Yad05] [Kal08], analytiques [Bha95] [Zha01] et numériques [Aro02] [Nay05b] [Rao08] ont été utilisées. Elles seront présentées au §1.4.2.

L'ensemble des travaux effectués montrent que les outils carbure et PCD permettent d'obtenir de bons états de surface ($Ra < 3 \mu m$). Cependant, des précautions doivent être prises dans le choix des conditions de coupe pour éviter les problèmes d'intégrité matière tel que le délaminage. Les outils carbures sont essentiellement réservés aux usinages de pièces de faibles dimensions et pour des petites séries en raison de leur usure rapide [Kon85] [Maz02] [Tet02]. Houssais a d'ailleurs montré qu'ils devaient même, pour certains matériaux, être proscrits en raison d'une dégradation de la matière trop importante [Hou07]. Les outils PCD présentent une alternative plus intéressante puisqu'ils présentent une plus grande résistance et une durée de vie au moins trois fois supérieure. Cependant, leur coût est environ dix fois plus élevé que ceux des outils carbures [Han01] [Maz02], et ils sont extrêmement sensibles aux chocs effectués notamment lors de leur manipulation [She09].

1.2.1.2. Disque et fraise à concrétions diamantées

La particularité du détourage à base d'outils diamantés est la quantité importante de points actifs durant l'usinage (Figure 12). Les principaux paramètres spécifiques à ce type d'outils, devant être pris en compte pour leur mise en œuvre, sont la granulométrie (de 252 à 1152 μ m), la concentration de diamant (carat/cm³), le niveau de sertissage (%) et la lubrification [Cou07] [Des97] [UGV10].



Figure 12. (a) Disque diamanté, (b) fraise à concrétions diamantées (c) essai de détourage de pièce de forte épaisseur [Gau07]

Les rares travaux effectués au préalable avec les fraises à concrétions diamantées ont été réalisés par Colligan et al. [Col99]. Des outils de granulométrie 100 à 600 µm ont été utilisés pour usiner des rainures dans un matériau carbone/époxy. Les influences de la vitesse d'avance, du mode d'usinage, du diamètre et de la granulométrie de l'outil ont été étudiées sur la rugosité de la surface obtenue. Une brève analyse des efforts de coupe a également été menée. Elle montre que leur niveau est proportionnel au débit de matière et inversement proportionnel aux nombre de grains de l'outil. De plus, lors d'opération de rainurage pleine fraise, les efforts normaux sont 40% plus faibles que les efforts d'avance, contrairement au rainurage partiel où ils deviennent supérieurs.

Le disque et la fraise à concrétions diamantées montrent leur intérêt dans le domaine du composite en raison de leur capacité à résister au phénomène d'abrasion [She09]. La durée de vie des outils est ainsi notablement améliorée ; par exemple, les outils PCD permettent d'usiner 10 mètres dans un composite carbone/époxy tandis que les fraises à concrétions diamantées, à iso-productivité, peuvent atteindre plus de 300 mètres [UGV10]. De plus, ils permettent d'éviter l'apparition de défauts d'intégrité matière lors de l'usinage, ce qui en fait leur atout principal [Col99]. Leur productivité, similaire à celles obtenues lors de la découpe à l'aide d'outils carbure ou PCD (avance de l'ordre de 5 m/min), et leur faible prix sont également d'incontestables avantages. Il est tout de même important de noter que l'utilisation actuelle de la découpe au disque sur les MOCN reste limitée à la réalisation de trajectoire rectiligne. La nécessité de lubrifier pour éviter l'encrassement des outils peut également être perçue comme un frein à leur utilisation.

1.2.2. Procédés d'usinage 'innovants'

Toujours à la recherche de productivité maximale, les travaux sur les procédés non conventionnels se sont développés. En effet, ils permettent de limiter tout ou partie des défauts rencontrés usuellement avec les procédés conventionnels (délaminage, plis non coupés francs...).

1.2.2.1.Fil diamanté et câble à perles

Les fils diamantés et câbles à perles (Figure 13) sont des outils basés sur la même technologie que les fraises à concrétions diamantées. Des grains de diamants sont déposés sur un fil d'acier ou sur des perles subséquemment enfilés sur un câble. Celui-ci est animé simultanément d'un mouvement d'avance et de défilement. Monté sur une machine 5 axes, ce système autoriserait l'usinage de formes complexes.

Ce procédé est très utilisé dans le domaine de la découpe des pierres. L'équipe de recherche MO2P de l'IRCCyN a cherché à l'exploiter dans les matériaux composites. Etant donné que le détourage sert principalement à éliminer le surplus de matière non-conforme (cf. §1.1.2.1), plus le diamètre de l'outil est petit, plus la quantité de matière usinée est faible. Comme il n'est pas envisageable de diminuer indéfiniment le diamètre des outils tournants, il est intéressant d'envisager une technologie filaire.



Figure 13. (a) Micrographie d'un fil diamanté [Cor08], (b) câbles à perles, (c) opération de détourage [IRC11]

Cormont [Cor08] a qualifié l'impact de la vitesse d'avance, de la vitesse de coupe et de la tension du câble sur la coupe. La concentration des grains s'est avérée être un paramètre clé, influant à la fois sur la forme et l'état de surface de la pièce usinée, sur le taux d'enlèvement de matière (limité par l'encrassement de l'outil), mais aussi sur sa durée de vie. Effectivement, les efforts de coupe dépendent de cette concentration et jouent sur les phénomènes d'arrachement des grains.

L'état de surface obtenu avec ces outils est similaire à celui obtenu avec les fraises à concrétions diamantées de même granulométrie. Même si les efforts de coupe générés sont faibles, des risques de délaminage et de plis non coupés francs sur la face où sort le fil

existent, si les conditions de coupe ne sont pas adaptées [Cor08]. En terme de productivité et dans l'état d'avancement actuel de la technologie, les vitesses d'avance, de l'ordre de 0.1 à 0.5 m/min, sont encore très faibles même si elles permettent de découper de fortes épaisseurs (supérieure à 45 mm). Les outils tournants classiques restent pour le moment plus productifs.

1.2.2.2. Laser

L'usinage à l'aide d'un laser résulte de l'action thermique du rayon focalisé sur la surface à découper (Figure 14). La matière fond localement dans le cas des thermoplastiques alors qu'elle se vaporise et se dégrade chimiquement dans le cas des thermodurcissables. Lorsque l'on ajoute des renforts, de très hautes températures sont nécessaires pour vaporiser les fibres (3300°C pour le carbone, 2300°C pour le verre et 950°C pour l'aramide). Un compromis doit alors être trouvé concernant le choix de la puissance du laser, qui doit être suffisamment importante pour couper les fibres, mais pas trop élevée pour éviter la carbonisation de la matrice [Sha02].



Figure 14. (a) Vaporisation d'une fibre de carbone [Mat99], (b) face en sortie du laser sur un matériau carbone/époxy [Sha02], (c) perçage laser

La plupart des études propose des modèles de prédiction de la qualité. Mathew et al [Mat99], Lau et al [Lau92] et Davim et al. [Dav08] ont étudié l'influence de la puissance du faisceau, de la vitesse d'avance, de la durée et de la fréquence des pulsations sur la largeur de la Zone Affectée Thermiquement (ZAT). Les travaux de Cenna et al. [Cen02] et Shanmugam et al. [Sha02] se sont focalisés sur l'influence de la vitesse d'avance et de la trajectoire d'usinage sur l'angle de dépouille et la largeur de l'entaille créée. L'impact du gaz d'appoint et de sa pression ont également été observés [Mat99] [Lau92].

L'ensemble de ces études montre qu'aujourd'hui, la découpe laser semble possible pour les matériaux constitués de fibres d'aramide, dont l'usinage avec des outils conventionnels rencontre de fortes difficultés [Dav08]. Pour les renforts de verre et de carbone, l'utilisation du procédé de découpe laser est proscrite. Ces résultats ont d'ailleurs été confirmés par des essais internes effectués dans le cadre du projet Défi Composites. Effectivement, la haute température de vaporisation des fibres et leur haute conductivité empêche l'obtention d'une qualité acceptable : une ZAT est créée et une qualité non homogène le long du profil découpé est observée [Maz02] [Dub08] [Mat99]. Les épaisseurs maximales découpées dépendent du matériau considéré. Elles restent cependant relativement faibles (inférieures à 5 mm). En termes de productivité, les vitesses d'avance maximales atteignent respectivement 4 m/min et 3 m/min pour un composite verre/époxy ou carbone/époxy de 2 mm d'épaisseur. Enfin, malgré la flexibilité importante de ce procédé (positionnement multiaxes, robot...), l'investissement reste relativement important et son intégration complexe (maintenance, danger, dégagement de fumées).

1.2.2.3. Jet d'eau et jet d'eau abrasif

La découpe au jet d'eau consiste à monter un fluide à de très haute pression (de 2000 à 6000 bar) afin de le projeter à très grande vitesse (600 à 900 m/s) par l'intermédiaire d'une buse, sur le matériau à découper (Figure 15). Deux technologies principales sont utilisées :

- la découpe au jet d'eau pur, réservée aux matériaux composites de faibles épaisseurs (inférieures à 3 mm pour un carbone/époxy), ou aux matériaux crus ou mi-cuit (matériaux partiellement polymérisés).
- la découpe au jet d'eau abrasif, qui permet de découper des matériaux d'épaisseurs plus importantes. Le procédé consiste alors à véhiculer dans le jet d'eau des particules abrasives de faible granulométrie, qui par leur vitesse vont emmagasiner une énergie utilisée pour pénétrer dans la matière et l'éroder progressivement.





Figure 15. (a) Découpe jet d'eau abrasif [IRC11], (b) installation de découpe jet d'eau [Flo11]

Hashish [Has98], Ramulu et al. [Ram93], et Shanmugam [Sha08] ont étudié les micros et les macros-mécanismes mis en jeu durant la coupe. D'autres chercheurs se sont focalisés sur l'étude de l'influence des paramètres de coupe tels que la pression, la vitesse d'avance, la distance buse/pièce et le débit d'abrasif. Des modèles permettant de prédire les caractéristiques géométriques et l'état de surface de la saignée en fonction de ces paramètres opératoires ont ainsi été développés : profondeur de coupe [Wan99], largeur de saignée [Aro96], angle de dépouille [Sha02] [Azm07], rugosité [Lem02] [Azm07]. Enfin, des études plus spécifiques se sont concentrées sur l'étude du délaminage créé lors de ces opérations [Gro93] [Co193] [Sha08].

Ces différentes études ont montré l'aptitude du procédé jet d'eau pur et jet d'eau abrasif dans le domaine du composite [Cor03]. Effectivement, ce procédé très flexible permet d'exercer des efforts de coupe très faibles sur la matière et évite les problèmes thermiques liés à la coupe. Il est cependant important de choisir correctement les conditions opératoires afin d'éviter le délaminage des plis du côté sortant du jet. En termes de qualité, le jet d'eau permet d'obtenir des saignées fines mais génère obligatoirement une dépouille, pouvant par ailleurs être compensée par différents systèmes. La productivité du procédé dépend fortement de la qualité souhaitée pour la surface détourée. Pour des pièces de faibles épaisseurs, des vitesses de 10 m/min peuvent être atteintes. Cependant, l'accessibilité aux deux côtés de la surface est indispensable afin d'éviter l'usinage des surfaces en arrière-plan par le jet sortant. Pour conclure, la découpe au jet d'eau pur est un procédé très intéressant en terme de coût car les consommables se résument aux changements du canon de focalisation (toutes les 100 heures environ pour un canon en carbure) et de la buse (jusqu'à 1000 heures pour celles en diamant). Dans le cas de la découpe au jet d'eau abrasif, il faut ajouter à ce prix celui des abrasifs.

Nous venons de présenter les différents procédés possibles pour parachever des pièces en matériaux composites. Il est maintenant nécessaire de pouvoir les comparer, afin de choisir celui le plus adapté à une application donnée.

1.3. METHODES DE SELECTION

1.3.1. Stratégies à différentes échelles

La sélection du procédé de parachèvement le plus adapté à la réalisation d'une pièce est rendu difficile par le nombre grandissant de matériaux existants et de procédés à disposition. Différentes méthodes de choix, de classement et d'optimisation peuvent être adaptées pour assister le bureau des méthodes à effectuer ces choix délicats. Pour atteindre cet objectif, trois stratégies différentes peuvent être utilisées. La première stratégie consiste à réaliser une analyse globale de la pièce en la considérant dans son ensemble. La plupart des méthodes dédiées à ce type d'analyse utilisent des approches basées sur les techniques d'intelligence artificielle, telles que les réseaux de neurones [Osa91] et les systèmes experts [Yu93] [Mas02] [Era00]. Malgré leur efficacité, ces méthodes possèdent tout de même des inconvénients importants.

Par exemple, la mise en place d'un réseau de neurones nécessite, dans un premier temps, la réalisation d'une phase d'apprentissage. Pour cela, un grand nombre de cas d'études doit déjà avoir été traité [Low99]. Les exemples sélectionnés doivent balayer l'ensemble des procédés de parachèvement envisagés afin d'équilibrer la sélection effectuée. L'expérience acquise dans le domaine du parachèvement des matériaux composites n'est pas assez importante pour s'appuyer sur ce type de méthodologie. De plus, les réseaux de neurones sont de véritables boîtes noires qui ne permettent ni de garantir l'obtention d'un résultat pertinent et compatible (utilisation d'un disque pour percer...), ni de le justifier.

Les systèmes experts présentent des difficultés similaires : ils nécessitent une base de faits et de règles importantes. Leur structure rigide interdit la présence de zones d'ombres dans la base de données relatives aux procédés de parachèvement, ce qui pose notamment des problèmes pour les procédés non conventionnels (découpe au laser et au fil diamanté).

Quelle que soit la méthode utilisée, des difficultés importantes apparaissent pour sa mise en place. De plus, cette stratégie globale aboutit nécessairement à la sélection d'un seul procédé de parachèvement pour l'ensemble de la pièce. Le choix réalisé n'est donc pas optimisé pour chaque entité géométrique de la pièce.

La seconde stratégie consiste donc à effectuer une analyse locale de chacune de ces entités. Les méthodes empiriques [Kri93] [Len01], AHP (Analytic Hierarchy Process) [Rav05] et HOQ (House Of Quality) [Low99] [Sha07] sont adaptées à ce type de stratégie.

La méthode empirique, qui appartient à la famille des approches 'par variantes' [Sau85] (Figure 16), est construite autour d'une base de cas d'étude.





Elle rencontre donc le même problème qu'évoqué précédemment pour les réseaux de neurones : le manque d'expérience dans le domaine du parachèvement de pièces composites [Ash03]. De plus, le classement des différents cas étudiés pose problème [Lon04]. Dans le cas du parachèvement, les entités à réaliser sont exclusivement des profils à contourner et des trous à percer. Il est donc difficile de réaliser des catégories pour pouvoir les différencier, sans pour autant faire exploser leur nombre si l'on affine les critères de classement ; ce qui rendrait également la méthode inefficace.

Les méthodes AHP et HOQ, au formalisme rigoureux, sont toutes deux basées sur des principes identiques et sont également utilisables dans le cadre de l'analyse locale. Toutefois, quand les critères de choix sont nombreux, le remplissage respectif des matrices de priorités (AHP) et de la base de données nécessaire à la détermination de la matrice d'intéractions (HOQ) est long à effectuer. Cette opération doit être accomplie par une ou des personnes ayant de solides connaissances sur l'ensemble des procédés de parachèvement. Néanmoins, elles permettent à la fois d'intégrer différents critères de sélection, et de travailler avec des données qualitatives et/ou quantitatives [Ero02].

A la suite de cette analyse locale, un classement des procédés de parachèvement est obtenu pour chacune des entités de la pièce. Cependant, le processus de fabrication global de la pièce n'est ni choisi, ni optimisé. Afin de le déterminer, de nouvelles informations doivent être intégrées (changement d'outils, de posage...).

La troisième stratégie palie à ces défauts. Elle consiste à mixer les deux approches précédentes. Dans un premier temps, une analyse locale doit être réalisée sur toutes les entités (cf. méthodes ci-dessus). Puis, à partir des résultats obtenus, une analyse globale doit être effectuée. Ainsi, une solution potentiellement multi-procédés peut être envisagée [Cai09b].

Si le nombre d'entités et de procédés de parachèvement est raisonnable, l'ensemble des solutions combinées peut alors être envisagé. Cette méthode est rapidement limitée par l'explosion du nombre de solutions à évaluer. Pour y palier, des méthodes d'optimisation peuvent être utilisées : les algorithmes génétiques [Van91], la méthode des graphes [Riv07], les méthodes de minimisation de fonction (méthode de la sécante, de la plus forte pente...). Par définition, ces méthodes n'aboutissent pas à la solution optimale : elles définissent une solution optimisée, ce qui leur permet d'obtenir un résultat plus rapidement.

Les stratégies présentées mettent en avant la possibilité de mettre en place un outil d'aide à la sélection de procédés de parachèvement dédié aux pièces en matériaux composites. Afin de les appliquer, différents niveaux d'approche ont été proposés et critiqués.

1.3.2. Approche de type gamme automatique

La plupart des méthodes permettant de choisir les outils adaptés à la réalisation d'une pièce se basent sur une approche locale : différentes entités d'usinage sont alors considérées. Cette notion, définie par le groupe GAMA, attribue à une entité d'usinage une forme géométrique et un processus d'usinage pour lequel un ensemble de spécifications est connu [Bou90]. Dans le cas du parachèvement de pièces composites, le processus d'usinage associé à une entité correspond la plupart du temps à une unique opération d'usinage. Cette dernière correspond au travail fournit par un outil qui produit une et une seule forme géométrique (dressage, perçage, rainurage...) [Bou90]. Dans la plupart des méthodes proposées, la première étape consiste alors à sélectionner les outils adaptés à la réalisation de l'entité. Une fois ce choix effectué, deux possibilités existent pour déterminer les conditions de coupe associées : soit un jeu de conditions est déjà lié à l'outil dans la base de données, soit celles-ci sont optimisées.

Certaines méthodes dédiées à la sélection d'outils et de conditions de coupe sont basées sur des approches dites génératives (Figure 16). Ces dernières consistent à modéliser et à informatiser le savoir-faire du gammiste afin de les automatiser. C'est pourquoi elles nécessitent une formalisation détaillée de ses connaissances. Deux démarches sont alors distinguées : la première utilise des outils d'intelligence artificielle (IA) et la seconde propose une approche algorithmique basée sur l'utilisation de tables ou d'arbres de décisions.

Les systèmes experts appartiennent à la catégorie des méthodes d'IA. La plupart des travaux effectués se focalisent sur des opérations de tournage [Mat87] [Are00] et de fraisage [Dur90] dans le domaine de l'usinage des matériaux métalliques. Dans un premier temps, les outils et les porte-outils adaptés au parachèvement d'une entité sont sélectionnés dans une base de données, principalement en fonction des formes géométriques qu'ils sont capables de réaliser. Pour cela, des règles préalablement établies sont utilisées. Puis, le couple le plus performant (coût ou temps minimum) est choisi. Dans ce type de méthodes, un jeu de conditions de coupe préalablement défini est associé à chaque outil et les critères qualité sont assimilés à des contraintes. Leur respect est vérifié uniquement après que les conditions de coupe ne soient déterminées (rugosité fonction de l'avance, par exemple).

Les réseaux de neurones (RN) et les algorithmes génétiques (AG) sont également des méthodes issues de l'IA. La plupart d'entre eux se limitent à l'optimisation des conditions de coupe, une fois que l'outil adapté ait été déterminé. C'est le cas notamment de Shunmugal et al. [Shu99] qui utilise un AG pour déterminer les conditions de coupe associées au couple

outil carbure/fonte grise durant une opération de fraisage en bout, ou encore celui de Cus et al. [Cus06] qui propose un RN capable de définir les conditions associées à un outil ARS durant une opération de tournage dans un acier. D'autres enfin utilisent des systèmes hybrides qui mixent les deux approches [Sri07].

Dans la catégorie des méthodes algorithmiques, Anselmetti [Ans90] a mis en place une méthode basée sur des processus types afin de déterminer les outils et les conditions de coupe adaptées pour le tournage de pièces métalliques (Figure 16). Ce type de méthode nécessite un recul important par rapport à la technologie utilisée afin de pouvoir intégrer l'ensemble des règles métiers qui lui sont associées. Aujourd'hui, l'expérience acquise dans le domaine de l'usinage des composites n'est pas assez riche pour prendre ce recul et ainsi développer une telle méthodologie.

Dans un même objectif, Villeneuve [Vil90] a, quant à lui, proposé une nouvelle méthode basée sur la génération ascendante de processus (Figure 16). Pour chaque entité de la pièce, l'ensemble des processus convenant à sa réalisation est déterminé, en remontant de son état fini à son état brut. Pour cela, de nouvelles entités d'usinage sont créées à chaque état intermédiaire. Cette méthode se base à la fois sur des règles de production définies pour chaque type d'entité, et sur des séquences préétablies contenant notamment les caractéristiques de l'entité avant et après son application. La qualité de la pièce est alors considérée à chaque état transitoire de l'entité. Dans le cadre du parachèvement de matériaux composites, les opérations sont relativement simples et la plupart des entités nécessitent la mise en place d'une séquence d'usinage unique.

1.3.3. Autres méthodes de choix et d'optimisation des conditions de coupe

Des travaux spécifiques ont été réalisés pour choisir et optimiser, une fois les procédés et les outils de parachèvement sélectionnés, les conditions de coupe qui y sont associées (vitesse de coupe, avance, engagement axial et radial).

La méthode la plus simple consiste à utiliser des bases de données disponibles soit sous format papier, soit sous format numérique dans des logiciels dédiés. Ces bases de données sont, par exemple, mises à disposition par les fabricants d'outils (Sandvik, Fraisa...), par des sociétés de transfert de technologies ou des centres techniques (Cetim), ou bien mises en place et gérées directement en interne au niveau des entreprises (Airbus...). En fonction du couple opération d'usinage/outil envisagé pour réaliser une entité, des conditions de coupe sont associées, généralement établies sur un critère de durée de vie de 30 min [San11]. La notion de qualité pièce n'est alors pas intégrée de manière directe.
Des approches plus complètes se basent sur la méthode du *Couple Outil-Matière* (COM) pour optimiser les conditions de coupe [ISO66]. Cette méthode, constituée de six étapes successives, est basée sur l'analyse des variations de l'énergie spécifique de coupe. Elle répond à trois objectifs principaux : la définition du domaine de fonctionnement de l'outil (détermination des valeurs extrêmes des paramètres de coupe) destinée à identifier le point de fonctionnement optimal de l'outil dans un matériau donné ; la détermination des paramètres de la loi d'usure (modèle de Taylor) ; et l'estimation de la puissance consommée. Actuellement, cette méthode est uniquement dédiée à l'usinage des matériaux métalliques. De plus, elle relègue la qualité de la pièce au second rang.

La plupart des méthodes actuellement mises en place se consacrent à l'usinage des matériaux métalliques. Leur transposition dans le domaine des matériaux composites nécessitent des adaptations. Certaines méthodes n'abordent pas, par exemple, la nature du matériau [Ans90]. Ces derniers sont nombreux dans le domaine des composites et les conditions de coupe en dépendent fortement. De nouveaux critères qualité devront également être pris en compte (intégrité de la matière), et être intégrés au sein même de la démarche de sélection.

1.4. MODELISATION DES EFFORTS D'USINAGE DANS LES MATERIAUX COMPOSITES

Afin d'optimiser au maximum les conditions de coupe associées à un outil, il est nécessaire de connaître les efforts de coupe générés durant les opérations d'usinage. Ainsi, dans un objectif de productivité, la totalité du potentiel des moyens de production peut être utilisée.

1.4.1. Les différents mécanismes de coupe

L'usinage des matériaux composites est régit par différents modes d'enlèvement de matière. L'ensemble des travaux concernant l'étude de ces modes, à travers la formation des copeaux, a été effectué en coupe orthogonale dans des stratifiés unidirectionnels. Dans un premier temps, Koplev et al. [Kop80] [Kop83], Sadat [Sad88] puis Kaneeda [Kan91] se sont accordés à désigner l'orientation des fibres comme le facteur principal agissant sur ces modes. Koplev est le premier à affirmer que l'enlèvement de matière dans les composites s'effectue suite à l'accumulation de micro-fissures, et donc suite à une multitude de ruptures en série. Ces travaux ont été enrichis par la suite avec les études de Krisnamurthy et al. [Kri92], Hocheng et al. [Hoc93], Wang et al. [Wan95a] et Arola et al. [Aro97], qui ont également souligné l'importance de l'angle de coupe de l'outil dans les mécanismes d'enlèvement de matière. Une synthèse de leurs analyses est effectuée dans les paragraphes suivants. La notation associée à l'angle θ utilisée est présentée sur la Figure 4 (domaine de définition de θ : [-90° ; 90°]).

Le mécanisme régissant la coupe **des fibres à 0°** dépend de l'angle de coupe de l'outil (Figure 17). Si celui-ci est positif (à gauche), l'outil applique une pression axiale sur les fibres qui les conduisent à se soulever. Les fibres sont donc sollicitées en mode I (propagation de fissures) correspondant à un mode d'ouverture. Une rupture le long de l'interface fibre/matrice a donc lieu. Celle-ci se propage dans la direction des fibres. Le mouvement d'avance de l'outil oblige les plis délaminés à glisser le long de l'arête de coupe. Les fibres fléchissent jusqu'à leur rupture qui se produit perpendiculairement à leur l'axe et en amont de la pointe de l'outil. Si l'angle de coupe est négatif (à droite), les fibres sont soumises à un effort de compression axiale qui provoque leur flambage. Suite à cette sollicitation en mode II, correspondant à un cisaillement longitudinal, les fibres rompent aux alentours de l'arête de coupe en créant des copeaux discontinus.



Flexion

Flambage

Figure 17. Mécanismes de coupe pour les fibres à 0° [Wan95a]

Pour les orientations **de fibres négatives (jusqu'à -75°)**, le cisaillement des fibres a lieu perpendiculairement à leur axe. Il est suivi du cisaillement de l'interface fibre/matrice jusqu'au bord libre de la pièce, ce qui conduit à la formation du copeau (chargement en mode II) (Figure 18). La surface usinée est alors rugueuse. Effectivement, des micro-fissures se créent le long des fibres au-dessus et au-dessous du plan de coupe (plan dans lequel l'outil se déplace). Les fibres ne sont donc pas toutes coupées à la même altitude. Si le rayon de l'outil est faible, les fibres sont coupées les unes après les autres et évacuées le long du plan de cisaillement fibre/matrice [Wan95a]. Si le rayon d'acuité d'arête de l'outil est trop important, la contrainte de compression n'est pas suffisante pour causer la rupture de la fibre. Des paquets de fibres sont alors créés, similairement au cas présenté sur la Figure 19 (droite). Soit

elles se détachent toutes ensembles, soit elles ne sont pas coupées à cause de leur fléchissement [Puw98]. Dans l'ensemble, plus les fibres sont inclinées par rapport à la direction de coupe de l'outil, et plus le copeau est fragmenté.



Figure 18. Mécanismes de coupe pour les fibres à orientation négative [Wan95a]

Lors de la coupe **de fibres à 90° ou à orientation positive** (Figure 19), l'enlèvement de matière est initié par un cisaillement intra-laminaire entre les fibres et la matrice (chargement en mode I). Cette ouverture se propage en dessous du plan de coupe. En parallèle, l'avance de l'outil provoque un fort fléchissement des fibres dans leur domaine élastique. L'effort de compression en amont de la pointe de l'outil provoque alors simultanément la fissuration par cisaillement de plusieurs fibres et de la matrice (rupture secondaire en mode II). Cette fissure remonte jusqu'à la surface. Une fois l'outil passé, les fibres ayant fléchi retournent dans leur position initiale (retour élastique).



Figure 19. Mécanismes de coupe pour les fibres à 90° et à orientation positive [Wan95a]

L'ensemble des mécanismes de coupe présentés ci-dessus ont été identifiés dans des composites unidirectionnels. Wang et al. [Wan95b] puis Ramesh [Ram98] ont généralisé ces travaux en observant le comportement durant la coupe d'un stratifié multidirectionnels. Les mécanismes de coupe sont identiques dans le cas des fibres à orientations négatives. Concernant les plis à orientation positive, le soulèvement des plis, lors du passage de l'outil, est limité car les plis supérieur et inférieur limitent son déplacement.

Finalement, la majorité des travaux étudiant les mécanismes de coupe dans les matériaux composites concerne les outils à angle de coupe positif. L'utilisation d'outils à angle de coupe négatif concerne plutôt le domaine de l'abrasion. Dans le domaine des matériaux métalliques, trois mécanismes d'enlèvement de matière peuvent alors être distingués (Figure 20) [Kat92] :

- le labourage, qui apparaît quand les profondeurs de passe sont faibles. Dans ce cas, aucun copeau n'est crée. Quand la profondeur de passe et/ou l'angle d'attaque sont un peu plus importants, un bourrelet se crée en amont du sillon puis s'écoule latéralement de part et d'autre du grain.
- la coupe quand le grain est convenablement orienté et la profondeur de passe suffisante. Le matériau est d'abord déformé devant la pointe puis un copeau se détache.
- la fissuration si la matière a un comportement fragile.

L'apparition de ces modes dépend aussi, bien évidemment, du matériau usiné [Mul62].



Figure 20. Distribution des angles d'attaque des grains sur un papier abrasif et mécanismes de coupe associés [Kat92] [Mul62]

Du fait de leur hétérogénéité, il est difficile de transposer ces modes au domaine des matériaux composites. Peu d'études se concentrent sur ce sujet. Mondelin et al. [Mon09] et Hu et al [Hu04] ont effectué respectivement des essais de rayage à l'aide d'une pointe diamant et des essais de rectification avec une meule fabriquée à partir de poudre d'alumine dans un composite carbone/époxy. Mondelin et al. ont observé essentiellement des phénomènes typiques de l'abrasion tels que le labourage et la fissuration. Hu et al. ont identifié des phénomènes de coupe similaires à ceux observés lors de l'usinage avec des outils à angle de coupe positif.

La plupart des auteurs ayant effectué des recherches sur les mécanismes de coupe des fibres dans les matériaux composites s'accordent donc à les séparer en différentes catégories, en fonction de l'orientation des fibres par rapport à la direction de coupe. La compréhension de ces mécanismes constitue, pour beaucoup de chercheurs, un fondement pour le développement de modèles de coupe.

1.4.2. Modélisation de la coupe

La majorité des travaux relatifs à la modélisation de la coupe des matériaux composites concerne la prédiction des efforts de coupe générés par l'outil, et appliqués sur le matériau. Afin de faciliter l'observation et l'analyse des mécanismes mis en jeu, des configurations de coupe élémentaire, telle que la coupe orthogonale, sont souvent privilégiées. Ce type d'opération implique l'orthogonalité entre l'arête de coupe et les vecteurs vitesse de coupe V_c et vitesse d'avance V_6 comme le montre la Figure 21.



Figure 21. Configuration de coupe orthogonale

Différentes approches ont été utilisées pour développer des modèles de coupe dédiés à l'usinage des matériaux composites à matrice polymère. Leur particularité par rapport aux modèles destinés aux matériaux métalliques, est de prendre en compte l'orientation des fibres dans le matériau. Trois échelles de modélisation peuvent alors être utilisées :

- l'échelle macroscopique : le matériau composite est considéré comme un matériau homogène équivalent avec les propriétés d'un matériau anisotrope.
- l'échelle mésoscopique : le matériau composite est considéré comme un ensemble de plis. Chaque pli est considéré comme un matériau homogène anisotrope.
- l'échelle microscopique : les différents constituants du matériau composite tels que la fibre, la matrice et l'interface fibre/matrice sont traités séparément.

Quelle que soit l'échelle utilisée, ces modèles peuvent être classés en trois catégories, comme le propose Cherif [Che03] : les méthodes empiriques, analytiques et numériques.

1.4.2.1. Modèles empiriques

Les mécanismes mis en jeu dans le mode de formation des copeaux sont complexes et relativement nombreux (§1.4.1). Ils sont donc difficiles à modéliser. Afin de ne pas rentrer dans ces considérations, des approches empiriques basées sur une échelle macroscopique ont été développées.

Les modèles les plus simples considèrent le matériau composite comme un matériau homogène et isotrope, similairement aux matériaux métalliques. C'est le cas notamment de Wang et al [Wan95b] qui proposent dans leur étude un modèle d'efforts de coupe prenant en compte quelques paramètres associés à la géométrie de l'outil et aux conditions de coupe :

$$F_t = 10,68 - 11,67.\gamma + 1584,53.h_c + 0,99.\gamma^2 - 7,1.V_c.h_c + 12,74.\alpha.h_c$$

$$F_r = 147,27 - 4,92.\alpha + 188,55.h_c + 0,77.\gamma^2 - 32,54.\gamma.h_c + 24,19.\alpha.h_c$$
(1)

Avec γ l'angle de coupe, α l'angle de dépouille, V_c la vitesse de coupe et h_c l'épaisseur moyenne du copeau. L'influence de l'orientation des fibres n'est pas intégrée, ce qui offre peu de flexibilité à ce modèle, si un matériau différent ou ayant une séquence de drapage différente est considéré. De plus, la forme du modèle utilisé n'est pas toujours appropriée pour être facilement exportée vers d'autres applications. C'est le cas du modèle de Wang et al. (Eq. 1) qui ne fait pas intervenir le paramètre d'avance dans la détermination des efforts de coupe. En effet, ce paramètre est considéré comme fixe durant l'étude.

1.4.2.2. Modèles analytiques

1.4.2.2.1. Echelle mésoscopique

La plupart des modèles analytiques mettant en œuvre une approche à l'échelle mésoscopique, se basent sur la notion d'énergie spécifique de coupe. Elle correspond à la quantité d'énergie nécessaire à l'enlèvement d'une unité volumique de matière. Dans une opération de fraisage, l'énergie spécifique de coupe Esp est définie par :

$$Esp = \frac{P_c}{Q_v} = \frac{P_c}{V_f . a_p . a_e}$$
(2)

Avec *Esp* l'énergie spécifique de coupe (W/cm³/min), P_c la puissance de coupe (W), Q_{ν} le débit volumique (cm³/min), V_{ℓ} la vitesse d'avance (cm/min), a_p et a_c la profondeur et la largeur de coupe (cm). Ces derniers sont en général plus robustes, plus simples et plus efficaces que les modèles numériques [She09]. Ils font l'hypothèse que les efforts de coupe sont proportionnels à la section de copeau enlevée durant la coupe (Eq. 3) :

$$F_{t}=K_{t}.S_{cop}$$

$$F_{r}=K_{r}.S_{cop}$$
(3)

où S_{cop} représente la section du copeau, F_t et F_r les efforts de coupe tangentiel et radial, et K_t et K_r les pressions spécifiques tangentielle et radiale associées au couple outil/matière considéré. Dans le cas d'opération de détourage (Figure 22), cette équation devient :

$$F_t(\varphi) = K_t . a_p . h_c(\varphi)$$

$$F_r(\varphi) = K_r . a_p . h_c(\varphi)$$
(4)

avec a_p la profondeur de passe, φ la position angulaire de la dent, et h_c l'épaisseur de copeau instantanée, tel que :

$$h_c(\varphi) = f_z . \sin \varphi \tag{5}$$

où f_{z} correspond à l'avance par tour et par dent. Les efforts d'avance F_{I} et normal F_{μ} sont finalement obtenus par projection des efforts tangentiel et radial (Figure 22, si une seule dent est engagée dans la matière):

$$F_{f} = F_{t} \cdot \cos \varphi + F_{r} \cdot \sin \varphi$$

$$F_{n} = F_{r} \cdot \cos \varphi - F_{t} \cdot \sin \varphi$$
(6)



Figure 22. Paramétrage utilisé pour les opérations de fraisage avec un outil à une dent

De nombreux modèles ont été développés autour de cette approche. Nous retiendrons plus particulièrement le modèle affine de Budak et al. [Bud96] :

$$F_t(\varphi) = K_t . a_p . h_c + K_{te} . a_p$$

$$F_r(\varphi) = K_r . a_p . h_c + K_{re} . a_p$$
(7)

et le modèle polynomiale de Kline et al. [Kli83] :

$$F_t(\varphi) = K_t . a_p . h_c(\varphi)^{p+1}$$

$$F_r(\varphi) = K_r . F_t(\varphi)$$
(8)

où K_{te} , K_{re} et p sont des constantes relatives au couple outil/matière étudié.

Le développement et la mise en place de ces modèles ont été effectués initialement dans le domaine de l'usinage des matériaux métalliques. Des démarches similaires ont été suivies pour les adapter à l'usinage des matériaux composites.

C'est le cas notamment de Puw et al. [Puw93] [Puw96] qui ont adapté le modèle analytique proposé dans l'équation (Eq. 4) afin de prédire les efforts de coupe durant une opération de fraisage avec un outil à une dent. Pour cela, des essais de rabotage ont été effectués dans deux configurations de coupe : une orientation des fibres parallèle à la vitesse de coupe de l'outil et l'autre perpendiculaire. Des pressions spécifiques tangentielles K_{ℓ} (0°) et K_{ℓ} (90°) (direction x) et radiales K_r (0°) et K_r (90°) (direction y) ont ainsi été déterminées pour chacune des configurations. Le modèle empirique défini dans l'équation ci-dessous a également été mis en place :

$$K_t = C V_c^{\ a} . a_p^{\ b} . a_e^{\ c}$$

$$K_r = C' V_c^{\ a'} . a_p^{\ b'} . a_e^{\ c'}$$
(9)

Avec C, C', a, a', b, b', c et c' des constantes identifiées lors des essais de rabotage. Dans le cadre de cette étude, les efforts tangentiels F_t et radiaux F_r appliqués par la plaquette de l'outil sur la matière, sont calculés à partir des équations suivantes :

$$F_{t (0^{\circ} \text{ou} 90^{\circ})}(\varphi) = K_{t (0^{\circ} \text{ou} 90^{\circ})}.a_{p}.h_{c}(\varphi)$$

$$F_{r (0^{\circ} \text{ou} 90^{\circ})}(\varphi) = K_{r (0^{\circ} \text{ou} 90^{\circ})}.a_{p}.h_{c}(\varphi)$$
(10)

où K_t et K_r représente les pressions spécifiques tangentielle et radiale déterminées pendant les essais préliminaires de rabotage.

Des essais de validation ont été effectués dans deux matériaux à base de fibres de carbone. Les résultats simulés et expérimentaux offrent une bonne adéquation dans le cas du composite à matrice thermoplastique (PEEK). En ce qui concerne le matériau à matrice thermodurcissable (époxy), d'importantes modifications doivent être effectuées puisque l'orientation des fibres semble avoir plus d'impact sur les efforts de coupe. Finalement, cette étude paraît extrêmement limitée puisqu'elle ne prend en compte que deux orientations de fibres différentes.

Dans les composites à base de fibres de carbone, Yadav et al. [Yad05], et Sheikh-Ahmad et al. [She05] ont élargi cette approche à toutes les orientations de fibres comprises entre -90° et 90° (Figure 4). Les coefficients spécifiques de coupe tangentiel et radial sont considérés en fonction de l'épaisseur du copeau instantanée $h(\varphi)$ (Eq. 5) et de l'angle θ compris entre la vitesse de coupe et l'orientation des fibres (Figure 23):

$$Ft = K_t(\theta, h).a_p.h(\phi)$$

$$Fr = K_r(\theta, h).a_p.h(\phi)$$
(11)

On notera par ailleurs que la notation utilisée pour définir l'angle θ dans cette étude est différente de celle utilisée dans ce manuscrit. Cette dernière est explicitée sur la Figure 23. Afin de déterminer un modèle régissant ces pressions spécifiques, des essais de fraisage à faible engagement radial (a_e =0.34 mm) ont été effectués à l'aide d'outils à plaquette carbure, et à angle de coupe positif (respectivement de 15 et 20°). A chaque position angulaire de l'outil, les pressions spécifiques tangentielle et radiale ont été déterminées.



Figure 23. Convention d'angle utilisée par [Yad05] [She05] [Kal08] et [She09] : θ compris entre 0° et 180° et mesuré dans le sens horaire

Le modèle suivant, mixant des fonctions polynomiales et sinusoïdales, a été proposé suite aux essais expérimentaux :

$$K_t(\theta, h) = [h^n] \cdot [a \sin \theta + b \cdot (\sin \theta)^2 + c \cdot (\sin \theta)^3 + d \cdot (\sin \theta)^4 + e \cdot (\sin \theta)^5]$$

$$K_r(\theta, h) = [h^n] \cdot [a' \cdot \sin \theta + b' \cdot (\sin \theta)^2 + c' \cdot (\sin \theta)^3 + d' \cdot (\sin \theta)^4 + e' \cdot (\sin \theta)^5]$$
(12)

avec a, a', b, b', c, c', d, d', e, e', n et n' les constantes du modèle identifiées à l'aide des essais.

A partir des mêmes expérimentations, Kalla et al. [Kal08] ont développé un second modèle basé sur un réseau de neurones constitué de deux couches intermédiaires, et utilisant des fonctions de transfert sinusoïdales. Les résultats montrent que le modèle défini par l'équation (Eq. 12) [Yad05] n'est valable que pour une faible étendue des orientations des fibres. De fortes erreurs sur la prédiction des pressions spécifiques et par conséquent des efforts de coupe sont observées au niveau de l'entrée de l'outil dans le matériau et lors de sa sortie (Figure 24). Ces erreurs sont dues, en partie, à l'identification des constantes du modèle. Ces dernières sont nombreuses et rendent difficile cette opération. De plus, le faible engagement radial de l'outil utilisé pour les essais est propice aux erreurs expérimentales, liées notamment au recalage angulaire de l'outil. Quant au réseau de neurones, il permet d'obtenir des résultats plus précis (de l'ordre de 2.5 à 8 fois) et plus rapidement (30 fois plus rapide pour K_r et 58 fois plus rapide pour K_t [Kal08].



Figure 24. Influence de l'orientation fibre et de l'épaisseur copeau sur K_t exp. (°), simulé avec le modèle de régression de Yadav (- - -) et avec le réseau de neurones de Kalla (----) [Kal08]

Dans les composites à base de fibres de verre, Sheikh-Ahmad et al. [She09] ont proposé un modèle basé sur la même approche, à partir des résultats issus des travaux de Takeyama [Tak88] et Nayak [Nay05a] :

$$K_t(h,\theta) = h^{-0,4533}.(61,3011 - 1,1926.\theta + 0,0646.\theta^2 - 0,0005.\theta^3)$$

$$K_r(h,\theta) = h^{-0,8375}.(35,0636 + 0,095.\theta^2 - 0,0001.\theta^3)$$
(13)

Des erreurs de l'ordre de 17% sur la prédiction des efforts tangentiels et de 4.4% sur les efforts radiaux ont été déterminées dans leur application sur un stratifié multidirectionnel, à quatre orientations de fibres différentes.

1.4.2.2.2. Echelle microscopique

Les modèles analytiques basés sur une approche à l'échelle microscopique se basent essentiellement sur les mécanismes de formation du copeau (cf. §1.4.1). Différentes approches ont été développées.

Le modèle proposé par Puw et Al. [Puw98] est fondé sur la théorie des poutres couplée avec la mécanique de la rupture en élasticité linéaire. Trois cas de figures sont considérés en fonction de l'orientation des fibres et de l'angle de coupe de l'outil : la rupture par flambement, par délaminage (équilibre des énergies) ou par flexion (analyse des états de contraintes). Cependant, cette étude se limite aux fibres orientées à 0 ou 90°. Les travaux de Takeyama et al. [Tak88] et Bhatnagar et al. [Bha95] se concentrent sur une approche énergétique basée sur la théorie de Merchant [Mer45] : la formation du copeau se déroule de sorte à ce que l'énergie nécessaire à la coupe soit minimisée. Cette approche permet d'obtenir une première approximation des efforts de coupe, même si la théorie de Merchant, dédiée aux matériaux isotropes, se base sur un processus de coupe par déformation plastique le long du plan de cisaillement, alors que la coupe des matériaux composites (comportement orthotrope) est basée essentiellement sur un mécanisme de propagation de fissures le long de l'interface fibre/matrice. En se basant sur les mécanismes de coupe, ils stipulent que l'effort tangentiel F_t et l'effort radial F_r dépendent de la contrainte limite de cisaillement $\tau_{\alpha}(\theta')$ du matériau usiné (Figure 21) :

$$F_t = \tau_o(\theta').b.h_c.\frac{\cos(\beta - \gamma)}{\sin\phi.\cos(\phi + \beta - \gamma)}$$

$$F_r = \tau_o(\theta').b.h_c.\frac{\sin(\beta - \gamma)}{\sin\phi.\cos(\phi + \beta - \gamma)}$$
(14)

Avec *b* la distance entre deux fibres consécutives, h_c l'épaisseur du copeau moyen, γ l'angle de coupe de l'outil, β l'angle de frottement, ϕ l'angle de cisaillement et θ ' l'angle entre le plan de cisaillement et l'orientation des fibres.

Dans les deux études [Tak88] [Bha95], la contrainte limite de cisaillement est déterminée expérimentalement. En ce qui concerne la détermination de l'angle de cisaillement, deux stratégies différentes sont adoptées. Takeyama le calcule à partir d'une mesure expérimentale de l'épaisseur du copeau. Celle-ci s'avère difficile en raison de la morphologie fragmentée des 'copeaux', obtenus suite à l'usinage de composites. Suite à l'observation de l'évacuation des copeaux, Bhatnagar fait l'hypothèse que le plan de cisaillement est parallèle à l'orientation des fibres. De plus, il affine le modèle de Takeyama en considérant le coefficient de frottement non plus comme une constante, mais comme un paramètre fonction de l'orientation des fibres.

L'approche utilisée est valable uniquement pour les fibres dont l'orientation est comprise entre -15 et -90° (Figure 18). Au-delà, le mécanisme de coupe n'est plus basé sur le cisaillement. Les résultats obtenus avec cette approche énergétique montrent une bonne corrélation avec les résultats expérimentaux pour les fibres dont l'orientation est comprise entre -15 et -60°. Les hypothèses basées sur l'utilisation de la théorie de Merchant peuvent en partie expliquer les écarts importants au-delà de cette orientation. De plus, la formation du copeau est assimilée à un procédé de cisaillement quasi continu, ce qui n'est pas le cas aux vues des copeaux obtenus lors de la coupe : la théorie de Merchant ne peut pas être appliquée si simplement. Zhang et al. [Zha01] proposent un modèle basé sur des observations expérimentales. Celui-ci consiste à diviser la zone de contact outil/matière en trois régions distinctes (Figure 25) :

- La zone de coupe où le copeau se forme par cisaillement,
- la zone de compression dans laquelle le rayon de l'outil déforme la pièce sans la couper,
- la zone de retour élastique où les fibres non coupées viennent frotter sur la face de dépouille de l'outil.



Figure 25. Formation du copeau en coupe orthogonale selon [Zha01]

Le calcul des efforts engendrés par la coupe se fait localement dans chacune de ces zones, puis l'effort global est obtenu par sommation de ces efforts locaux. Cette approche permet de prédire les variations des efforts de coupe en fonction de l'angle de coupe de l'outil, de l'orientation des fibres et de la profondeur de passe. Cependant, les erreurs obtenues sont importantes puisqu'elles représentent 27% de l'effort tangentiel F_t et 37% de l'effort radial F_{r} . De plus, elle se limite aux fibres à orientations négatives. Pour finir, elle est relativement difficile à appliquer car elle nécessite la connaissance de nombreuses caractéristiques mécaniques du matériau, pas toujours faciles à déterminer dans les matériaux composites.

Actuellement, les approches analytiques à l'échelle microscopique ne permettent pas de prédire les efforts de coupe pour des orientations de fibres inférieures à 0° . Il est donc nécessaire de développer des modèles complémentaires pour les autres directions de fibres.

1.4.2.3. Modèles numériques

L'approche numérique dans la coupe de matériaux composites se traduit par la modélisation du triptyque outil-copeau-pièce à l'aide d'éléments finis. Tout comme pour les modèles analytiques, différentes échelles de modélisation peuvent être utilisées.

1.4.2.3.1. Echelle macroscopique

Arola et al. [Aro97] [Aro02] ont été les premiers à proposer un modèle numérique macroscopique permettant de prédire les efforts de coupe dans un matériau carbone/époxy. Dans cette étude, la formation du copeau est modélisée par une succession de deux ruptures planes. La première s'amorce au niveau de la pointe de l'outil puis se propage le long du plan de coupe. A partir d'une certaine longueur caractéristique de la rupture primaire, déterminée expérimentalement en fonction de l'orientation des fibres (de 20 à 100 µm), une seconde rupture s'initie et se propage suivant l'orientation des fibres (Figure 26).

Deux modèles de rupture ont été testés. Le premier se base sur la théorie de la contrainte maximum admissible (2) :

$$\sigma_{ij} \ge \left| \sigma_{ij(crit)} \right| \tag{15}$$

Avec σ_{ij} l'état de contrainte du matériau durant la simulation, $\sigma_{ij(crit)}$ la résistance maximum du matériau dans toutes ses directions.



Plan de rupture primaire



Le second modèle de rupture est défini par le critère de Tsaï-Hill (3) :

$$\left(\frac{\sigma_{11}}{X}\right)^2 - \frac{\sigma_1 \cdot \sigma_2}{X^2} + \left(\frac{\sigma_{22}}{Y}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{12}}{S}\right)^2 \ge 1$$
(16)

Avec σ_{ij} les composantes du tenseur des contraintes durant la simulation ; X, Y, et S respectivement les résistances longitudinales, transverses, et au cisaillement du matériau.

L'adéquation entre les efforts de coupe simulés et expérimentaux s'est révélée meilleure pour le critère de Tsaï-Hill. Les efforts tangentiels F_t sont correctement simulés, contrairement aux efforts radiaux F_r qui sont fortement sous-estimés par rapport aux efforts réels. Effectivement, le phénomène de retour élastique n'a pas été pris en compte dans cette étude. De plus, les plans de rupture primaire et secondaire ont été imposés. Madhi et al. [Mad01] ont par la suite cherché à améliorer ce modèle en modifiant la densité et le type d'éléments utilisés pour le maillage. De faibles améliorations ont été notées sur les efforts tangentiels, l'étude ne faisant pas état des efforts radiaux.

Le modèle de Ramesh et al. [Ram98] propose une approche identique à celle d'Arola, en étendant le domaine d'application à l'ensemble des matériaux composites, qu'ils soient ductiles ou fragiles. Le comportement du matériau n'est alors plus régit par une loi élastique, mais par une loi élasto-plastique anisotrope. Malgré une bonne corrélation des efforts simulés avec les résultats expérimentaux issus d'autres travaux de recherche (notamment de [Bha95]), une validation expérimentale aurait été appréciée. De plus, les modes d'initiation et de progression de la fissure pendant la formation du copeau n'ont pas été étudiés. L'analyse des contraintes est développée quand la fissure est déjà initiée dans la pièce usinée.

Rao et al. [Rao08] ont eux développé une approche tridimensionnelle basée sur la prédiction des efforts, permettant également de fournir des informations concernant l'apparence et les dimensions du copeau. Le critère de rupture utilisé est celui de Tsaï-Hill, adapté par les auteurs à un modèle 3D. Au lieu de déterminer les efforts de coupe à partir des efforts appliqués sur l'outil comme dans les autres modèles présentés, la pression de contact et le cisaillement dû à la friction à l'interface outil-pièce ont été utilisés. Les résultats simulés offrent une meilleure corrélation avec les résultats expérimentaux, notamment concernant la détermination des efforts tangentiels (erreur de 8% sur la prédiction des efforts).

Certains modèles macroscopiques permettent actuellement de prédire correctement les efforts de coupe, et ce quelle que soit l'orientation des fibres (de -90 à 90°). Cependant, ces modèles sont limités à des configurations unidirectionnelles. Actuellement, ils ne peuvent pas prédire les efforts de coupe dans un stratifié multidirectionnels (prise en compte des intéractions entre plis...). De plus, ils sont incapables, de part leur nature, de déterminer le mode de rupture des fibres et l'endommagement du matériau durant la phase de séparation. Pour palier à cette seconde limite, des approches microscopiques ont été plus récemment développées.

1.4.2.3.2. Echelle microscopique

Les modélisations à l'échelle microscopique consistent à considérer séparément les différents constituants du matériau dans la zone attenante à l'outil de coupe. Dans le reste de

la pièce, un matériau homogène équivalent (EHM) est considéré (Figure 27). La loi de comportement et le mode de rupture appliqués aux fibres et à la matrice peuvent ainsi être différents. Nayak et al. [Nay05b] [Nay05c] ont considéré une fibre isotrope enrobée dans une matrice isotrope. Rao et al. [Rao07] ont modélisé une fibre anisotropique au comportement élastique fragile et une matrice isotrope au comportement élasto-plastique. Un endommagement ductile de la matrice est également considéré afin de prendre en compte le cas des fissures fragiles. Dans ces deux études, l'interface est modélisée par des éléments cohésifs, lieu de la propagation de fissure. Cette dernière est initiée dans le plan de coupe et progresse suivant la direction de la fibre jusqu'à sa rupture.



Figure 27. Modélisation de la zone de coupe pour l'approche microscopique de [Rao07]

Malgré leur capacité à prédire les efforts de coupe avec une bonne précision, ces modèles sont limités à des orientations de fibres négatives (bonne précision jusqu'à -60°). En dehors de ce domaine, les mécanismes de rupture sont plus complexes et n'ont pas été implémentés. De plus, l'utilisation d'éléments cohésifs ne permet pas de prendre en compte la rupture des fibres en compression. C'est pourquoi elles sont placées uniquement sous le plan de coupe, ce qui implique que la rupture ne peut être étudiée que dans cette zone. Pour finir, les deux modèles proposés n'intègrent pas l'étude de la formation totale du copeau. Ils modélisent uniquement l'endroit de rupture de la première fibre rencontrée par l'outil.

Qu'ils soient analytiques, numériques ou bien empiriques, de nombreux modèles ont été définis afin de modéliser les opérations de coupe dans les matériaux composites. Différentes échelles ont par ailleurs été considérées. Cependant, en raison de la complexité des mécanismes mis en jeu dans le mode de formation des copeaux, les modèles mis en place se basent parfois sur des hypothèses simplificatrices qui ne sont pas toujours en adéquation avec la réalité physique. Ainsi, de mauvais résultats sont parfois obtenus sur la prédiction d'une des composantes des efforts de coupe. De plus, la plupart des travaux se limitent à l'étude de structures unidirectionnelles, où seules les fibres orientées négativement par rapport à la direction de coupe sont considérées. Ces configurations restent vraiment très rares dans l'industrie. Enfin, toutes les études citées considèrent des opérations d'usinage à l'aide d'outils à plaquettes possédant un angle de coupe positif. Aucune étude n'est consacrée à d'autres technologies d'outils, faisant intervenir des angles de coupe négatifs.

1.5. CONCLUSION ET PERSPECTIVES

Dans ce chapitre, une présentation des matériaux composites à matrice polymère a été effectuée. Les procédés dédiés à leur parachèvement ainsi que les difficultés rencontrées lors de la réalisation de ces opérations d'usinage ont été exposés. La multitude de matériaux et de procédés de parachèvement actuellement disponibles a également été soulignée.

Ce phénomène grandissant accroît la problématique de sélection qui permet d'associer à chaque pièce un procédé de parachèvement et des paramètres opératoires adaptés. Pour qu'un choix puisse être réalisé à partir des caractéristiques de la pièce et de la capabilité des divers procédés, différentes méthodes peuvent être envisagées. Une synthèse des différentes méthodologies actuellement proposées pour assister le bureau des méthodes à réaliser cette opération délicate a donc été effectuée.

Cette dernière nous a conduits aux conclusions suivantes :

- Il n'existe pas de méthodologie viable à ce jour proposant une mise en concurrence des procédés de parachèvement pour la réalisation de pièces en matériaux composites.
- La plupart des travaux développent une méthodologie de choix de procédé qui s'appuie soit sur une analyse locale de la pièce (prise en compte de chacune de ses entités séparément), soit sur son analyse globale. Seules les études de Gillot [Gil06], suivies de celles de Rivette [Riv07], font appel aux deux types d'analyse.
- De manière générale, ces méthodologies s'appuient sur une base de données ou de connaissances. Leur construction représente un travail laborieux. De plus, l'évolution soutenue des procédés de parachèvement rend vite obsolète l'ensemble de ces données. Par conséquent, leur mise à jour fréquente est nécessaire. La base de données doit, pour cela, être facilement compréhensible et accessible pour pouvoir être modifiée.

L'absence de méthodologie propre au détourage des matériaux composites, qui soit capable d'aider le bureau des méthodes à choisir le ou les procédés de parachèvement les plus adaptés à leurs applications, constitue aujourd'hui un véritable verrou scientifique. Pourtant, le besoin est réel, notamment pour les industriels actuellement confrontés à l'arrivée massive de pièces en matériaux composites sur le marché. C'est pourquoi une stratégie en quatre étapes, dédiée à la résolution de cette problématique, a été développée durant ces travaux de thèse et sera présentée au Chapitre 2.

Une telle méthodologie s'appuie nécessairement sur une base de données concernant les différents procédés de parachèvement. Des protocoles de qualification d'outils devront être mis en place pour chaque procédé de fabrication et chaque matériau afin de l'alimenter. Leur objectif consistera à sélectionner les paramètres opératoires optimaux, permettant à la fois de maximiser la productivité pour une application donnée, et de respecter la qualité requise définie par le cahier des charges. Pour construire ces protocoles, une méthode sera proposée (cf. Chapitre 2). Afin de tester sa faisabilité, cette dernière sera testée sur le procédé de détourage à l'aide de fraises à concrétions diamantées (cf. Chapitre 3).

De nouveaux verrous scientifiques liés à cette technologie d'outils (fraises à concrétions diamantées) devront alors être levés. Dans un premier temps, l'influence des paramètres opératoires sur la qualité de la pièce usinée et sur la productivité devra être étudiée. Cette étape permettra de définir les domaines de variations associées aux différents paramètres opératoires. Pour cela, les phénomènes de coupe limitants devront être identifiés et analysés (phénomène de saturation, de rodage d'outils, phénomène thermique...). Afin de mieux les comprendre et les appréhender, la caractérisation de la géométrie des outils devra être effectuée. A partir de l'ensemble de ces données, un protocole de qualification d'outils, dédié au parachèvement de pièces composites à l'aide de fraises à concrétions diamantées, pourra être défini (cf. Chapitre 3).

Finalement, un modèle permettant de prédire les efforts générés durant l'usinage de structures stratifiées carbone/époxy multidirectionnelles, à l'aide de fraises à concrétions diamantées, sera proposé. Ce dernier permettra notamment d'intégrer l'influence de l'orientation des fibres. La géométrie particulière de ces outils, à arêtes de coupe multiples et aléatoires, sera également prise en compte. L'ensemble des résultats ainsi obtenu permettra de démontrer la validité et la pertinence des méthodologies mises en place.

L'ensemble de ces travaux de thèse constitue un travail de synthèse et de développement sur l'usinage des matériaux composites carbone/époxy, exploités pour la fabrication de pièces aéronautiques. L'aboutissement de ces travaux doit permettre de finaliser de façon optimale le choix des procédés de parachèvement, la détermination de leurs conditions opératoires et la modélisation des efforts générés.

CHAPITRE 2

Méthodologie de sélection de procédés de parachèvement

2.1. INTRODUCTION

Comme nous l'avons abordé au chapitre précédent, le nombre important de matériaux et de procédés de parachèvement actuellement disponibles offrent un vaste choix pour les ingénieurs et les techniciens. Le type de matériaux (résine, procédé d'obtention...), les spécifications liées aux pièces, les possibilités des machines et le nombre de procédés de parachèvement envisageables aboutissent à une explosion combinatoire difficile à intégrer dans sa globalité. En outre, des choix erronés auront de graves conséquences sur l'intégrité et la qualité de la pièce, sur la productivité ainsi que sur les coûts de réalisation associés.

Dans ce secteur en pleine expansion, peu de personnes ont les compétences techniques requises pour associer à chaque application, de façon optimale, le ou les procédés de parachèvement adaptés. Dans la première partie de ce chapitre, une méthodologie est ainsi proposée afin de sélectionner pour chacune des entités de la pièce le procédé de parachèvement le plus adapté à sa réalisation. Cette démarche permet bien entendu de considérer les contraintes économiques et qualitatives liées à la fabrication de la pièce. Elle est constituée de quatre étapes successives : l'extraction des entités géométriques de la pièce, la réalisation d'une analyse locale, d'une analyse topologique puis d'une analyse globale.

Les études menées durant ces travaux de thèse se focalisent principalement sur l'analyse locale puisque seule cette étape nécessite une expertise propre aux matériaux composites. C'est pourquoi la seconde partie de ce chapitre lui est dédiée. Son objectif est de classer pour chaque entité, les procédés de parachèvement selon différents critères, et d'écarter les procédés incompatibles. Deux approches différentes, développées pour effectuer cette analyse, seront présentées : une méthode qualitative (HOQ : House Of Quality) et une méthode quantitative (évaluation de fonctions). Les deux méthodes seront testées sur un exemple industriel : le parachèvement d'une pointe avant d'avion, dénommé plus communément "full barrel". Après les avoir analysées et critiquées, un choix sera effectué pour retenir la méthode la plus adaptée à notre problématique. La nécessité de la mise en place d'une base de données procédés sera également soulignée.

Afin d'aider les utilisateurs à mettre à jour et à alimenter cette base de données, des protocoles devront être définis pour la qualification de chaque procédé de fabrication. Ces derniers consistent à sélectionner les paramètres opératoires maximisant la productivité pour une application donnée, tout en respectant la qualité requise, définie par le cahier des charges. La troisième partie de ce chapitre présente donc la méthodologie en trois étapes qui a été développée pour construire ces différents protocoles.

2.2. PROBLEMATIQUE ET STRATEGIE DE RESOLUTION

2.2.1. Stratégie de résolution

Les matériaux composites rencontrés sur le marché sont de plus en plus diversifiés. Afin de répondre aux attentes pour parachever ces pièces, certains procédés utilisés pour usiner les matériaux métalliques ont été adaptés : modifications des conditions de coupe, développement de nouveaux revêtements pour les outils, intégration de systèmes d'aspiration sur les moyens de production... De nouveaux procédés ont également été développés. En raison de leur nombre important, leur sélection en est aujourd'hui devenue difficile. La problématique consiste donc à trouver le ou les procédés de parachèvement les plus adaptés à la réalisation d'une pièce, en fonction de ses caractéristiques. Un tel outil a pour ambition de permettre à nos entreprises d'effectuer en amont les choix les plus judicieux quant à la production de pièces composites qu'ils auront à assurer.

Afin d'effectuer cette sélection, différentes méthodes de choix, de classement et d'optimisation peuvent être mises en œuvre. Une étude préalable a permis de souligner les points forts et les points faibles de certaines d'entre elles (cf. §1.3.1). Trois stratégies différentes pour résoudre la problématique énoncée en sont ressorties : la réalisation d'une analyse locale de la pièce, la réalisation d'une analyse globale de la pièce ou une combinaison de ces deux types d'analyse. Seule la dernière offre la possibilité de trouver potentiellement une solution multi-procédés. C'est pourquoi cette approche a été sélectionnée.

Commençons par préciser l'objectif à atteindre. Il consiste à déterminer, pour chaque entité géométrique de la pièce, le procédé de fabrication le plus adapté à son parachèvement ainsi que les conditions opératoires qui lui sont associées. Différents paramètres doivent être connus pour effectuer ces choix : matériau, géométrie, topologie, qualité requise, cadence de production... L'outil d'aide à la décision proposé permet d'atteindre cet objectif. Il repose sur une stratégie composée de quatre étapes successives : l'extraction des entités géométriques de la pièce, la réalisation d'une analyse locale, d'une analyse topologique puis d'une analyse globale. Ainsi, le problème formalisé et la stratégie développée pour le résoudre sont présentés à la Figure 28. Dans un premier temps, les différentes étapes vont être brièvement présentées (paragraphes suivants). Puis, chacune d'entre-elles sera détaillée successivement dans des parties indépendantes (cf. §2.2.2).

Une solution potentiellement multi-procédés est recherchée. C'est pourquoi il est nécessaire de considérer chaque entité géométrique de la pièce séparément les unes des autres. Ainsi, la première étape consiste à découper la pièce en différentes entités et à lister, pour chacune d'elle, les données qui la caractérisent (cf. Annexe 1). Quatre types d'information sont alors recueillis : la nature du matériau, la géométrie de l'entité (dimensions, accessibilité), la qualité requise (tolérances géométriques, spécifications dimensionnelles, rugosité) et sa topologie (position par rapport à la pièce, appartenance à un contour...).

Ensuite, une analyse locale de la pièce est effectuée. Il s'agit d'étudier pour chacune des entités géométriques définies dans l'étape précédente, quels procédés de parachèvement sont souhaitables. L'objectif consiste alors à classer les procédés de parachèvement selon différents critères (capabilité, coût, temps de réalisation). Cette étude est basée sur l'utilisation d'une base de données relative aux procédés de parachèvement, où figurent les conditions opératoires et les limites des procédés. A l'issue de cette étape, un classement des procédés est donc associé à chaque entité géométrique. Des entités de fabrication sont ainsi formées.

A partir des résultats obtenus, la troisième étape consiste à réaliser une analyse topologique. Les entités adjacentes ayant obtenu des classements de procédés identiques, suite à l'analyse locale, sont regroupées et forment ainsi de nouvelles entités de fabrication.

Enfin, la dernière étape consiste à réaliser une analyse globale de la pièce qui permet de prendre en compte l'enchaînement de la réalisation des entités. En effet, l'analyse locale permet d'avoir une approche seulement partielle de la fabricabilité puisqu'elle se situe à un niveau de décision lié uniquement à l'entité. Ce n'est pas suffisant pour optimiser le processus de parachèvement de l'ensemble d'une pièce composite. L'analyse globale est donc nécessaire pour intégrer l'ensemble des données relatives à la pièce, aux procédés, ainsi qu'aux ressources : changements d'outils, de posages, cadences machines... A l'issue de cette étape, le processus de parachèvement total de la pièce peut être déterminé.



Figure 28. Stratégie de résolution

Une stratégie de résolution est maintenant établie pour résoudre notre problématique. Les objectifs et les actions à effectuer dans chacune de ces étapes sont précisés dans les parties suivantes.

2.2.2. Extraction des entités géométriques de la pièce

L'approche retenue consiste à considérer la pièce comme un ensemble d'entités géométriques à parachever. Comme celle-ci est dédiée au parachèvement des pièces en matériaux composites, seuls deux types d'entités géométriques, correspondant aux opérations de finition les plus courantes, sont ici considérés : les contours et les trous. Quelle que soit leur nature, il est nécessaire d'extraire de la maquette numérique de la pièce les caractéristiques qui les définissent, afin de déterminer le procédé le plus apte à les parachever. Si l'une de ces caractéristiques est modifiée, le procédé sélectionné sera potentiellement différent.

Une liste de onze caractéristiques a été retenue pour les entités à détourer et huit pour les entités à percer (Tableau 4). Dans le cas d'une opération de détourage, une nouvelle entité géométrique est créée dès qu'une de ces caractéristiques diffère localement. En ce qui concerne les opérations de perçage, chaque trou est considéré comme une entité différente.

	Entité "contour"	Entité "trou"
Matériau	Nature du matériau détouré	Nature du matériau percé
Géométrie	Longueur Epaisseur Concavité Rayon de courbure Contour extérieur ou intérieur	Rayon Profondeur Trou débouchant ou non
Topologie	Point de départ Point d'arrivée Présence d'une surface en arrière- plan	Centre du perçage Axe Présence d'une surface en arrière- plan
Qualité géométrique	Tolérances dimensionnelles Rugosité	Tolérances dimensionnelles Rugosité

Tableau 4. Caractéristiques descriptives des entités de parachèvement.

Afin de démontrer la pertinence des caractéristiques retenues pour atteindre l'objectif fixé, prenons quelques exemples.

Dans le cas d'une entité à détourer, si la surface est concave, le disque diamanté sera éliminé. Le jet d'eau pourra lui être utilisé seulement si un dégagement suffisamment important est présent derrière l'entité considérée. Deux configurations seront alors possibles : soit le jet aura perdu suffisamment d'énergie pour ne pas couper l'entité en vis-à-vis, soit celui-ci pourra être récupéré dans un « catcher », si le positionnement de ce dernier est possible (accessibilité, espace libre...). En ce qui concerne les perçages, si le trou à réaliser n'est pas débouchant, certains procédés, tels que la découpe au fil diamanté ou au laser, doivent être éliminés.

Une fois les surfaces à parachever clairement définies, l'ensemble des entités géométriques de la pièce, ainsi que les caractéristiques associées à chacune d'elles, sont donc extraites de la maquette numérique (tableau précédent dûment complété). Dans notre cas, la collecte de ces données a été réalisée manuellement, mais elle pourra être automatisée à l'avenir comme le proposent certains modeleurs CAO. L'ensemble de ces informations constitue les données d'entrée de l'étape suivante : l'analyse locale (Figure 28).

2.2.3. Analyse locale

A partir des caractéristiques relevées pour chacune des entités géométriques, une analyse locale de la pièce est effectuée. Les objectifs de cette étape consistent à classer, pour chaque entité, les procédés de parachèvement selon les trois critères du triptyque Qualité – Coût - Délai (temps de fabrication, coût associé, qualité de la pièce obtenue) et d'écarter les procédés incompatibles.

Lors des travaux bibliographiques effectués (cf. §1.3.1), deux outils d'analyse locale se sont démarqués en raison de leur potentiel pour répondre à la problématique fixée [Cai08] [Cai09a] :

- la maison de la qualité (House Of Quality) : malgré l'investissement important nécessaire à sa mise en place, la rigueur et la simplicité liées à son formalisme lui permettent d'être aisément automatisable. De plus, cet outil permet d'intégrer des critères de sélection de natures différentes (quantitatifs et qualitatifs).
- L'évaluation de fonctions temps et coût : les données chiffrées résultant de cette analyse sont usuellement utilisées dans le milieu industriel, ce qui facilite leur interprétation.

Ces deux outils d'analyses locales ont été adaptés à notre problématique. C'est pourquoi ils font l'objet d'une partie spécifique de ce manuscrit (cf. §2.3).

Une fois cette étape effectuée, le ou les procédés de parachèvement capables de réaliser chaque entité géométrique sont classés selon les trois critères cités précédemment (QCD). L'analyse topologique peut alors être effectuée (Figure 28).

2.2.4. Analyse topologique

L'objectif de l'analyse topologique est de simplifier le problème à résoudre, en diminuant le nombre d'entités à traiter. Pour cela, des regroupements d'entités sont effectués. Ainsi, toutes les entités adjacentes, ayant obtenu les mêmes classements à l'issue de l'analyse locale, sont regroupées pour ne former qu'une seule et nouvelle entité de fabrication. Cette étape est très simple à mettre en place et rapide à exécuter.

A la fin de cette étape, le classement des différents procédés de parachèvement est donc connu pour chacune des entités de fabrication identifiées.

2.2.5. Analyse globale

Le classement obtenu suite à l'analyse topologique est local puisqu'il a été effectué pour chacune des entités, indépendamment les unes des autres : la pièce n'a pas encore été prise en compte dans sa globalité. Imaginons alors deux entités de fabrication, dont les procédés de parachèvement préconisés sont différents. Si elles sont proches, ou peuvent être réalisées avec un posage identique en raison de leur accessibilité, il peut être plus intéressant de les réaliser avec un procédé similaire plutôt que de changer d'effecteur, de posage ou de moyens de production. Une optimisation globale de la pièce doit donc être effectuée (Figure 28).

L'objectif de l'analyse globale est donc d'optimiser le choix des procédés de parachèvement sur l'ensemble de la pièce, et non plus seulement à l'échelle de l'entité géométrique. Pour cela, de nouvelles informations doivent être considérées. Elle concerne principalement les opérations dites 'transitoires' à effectuer entre le parachèvement de deux entités de fabrication différentes :

- \bullet les changements d'outil,
- les changements de posage,
- les déplacements à vide
- les approches et les dégagements d'outils

Afin d'intégrer ces nouvelles données, différentes méthodes ont été envisagées (cf. §1.3). Une analyse préalable a permis de déterminer leurs points forts et leurs points faibles dans le cadre de notre application [Cai08]. La plupart sont mises de côté en raison du manque d'expériences acquis dans le domaine du parachèvement des matériaux composites. Le recul nécessaire à leur mise en place n'est pas suffisant, tout particulièrement pour certains procédés de parachèvement. Conformément aux résultats préconisés par [Cai08], deux méthodes destinées à la réalisation de l'analyse globale ont donc été retenues : la méthode combinatoire et celle des algorithmes génétiques.

L'application de ces deux méthodes nécessite la mise en place d'une fonction d'évaluation destinée à comparer les combinaisons potentielles. Ces dernières sont créées en mixant l'ordre de réalisation des entités, les procédés de parachèvement associés aux différentes entités de fabrication et les posages envisagés. Afin d'évaluer la pertinence d'une combinaison c, une note globale N_c lui est attribuée en utilisant la fonction d'évaluation suivante :

$$N_{c} = \sum_{i=1}^{n} N_{i}^{j} + \sum_{i=1}^{n-1} No_{k \to k+1} + \sum_{i=1}^{n-1} Np_{k \to k+1} + \sum_{i=1}^{n-1} Nd_{k \to k+1}$$
(17)

Avec N les notes associées :

 N_i^j

: à la réalisation de l'entité i par le procédé j (résultat de l'analyse locale)

 $No_{k \to k+1}$: au changement d'outil à effectuer entre l'entité réalisée en k^{ème} position et celle réalisée en $(k+1)^{\rm ème}$ position

 $Np_{k \to k+1}$: au changement de posage

 $N\!d_{k \rightarrow k + l}$: au déplacement effectué à vide, entre deux entités

Remarque : La plupart des termes de l'équation ci-dessus sont de valeurs nulles. Effectivement, si l'on considère le détourage de deux entités géométriques adjacentes, réalisées avec un posage et un outil de coupe identiques, seules les notes attribuées à la réalisation des deux entités seront comptabilisés (les autres étant nulles).

Afin de choisir la combinaison la plus adaptée, deux méthodes ont donc été sélectionnées. La plus simple d'entre elles, et la seule pouvant mener à la solution optimale, est la méthode combinatoire. Elle consiste à évaluer l'ensemble des combinaisons existantes. C'est pourquoi elle n'est envisageable que si le nombre d'entités et de procédés de parachèvement est raisonnable. Le nombre de combinaisons à évaluer est alors de :

Nombre de combinaisons =
$$m^n \cdot p^n \cdot A_n^n$$
 (18)

Avec *m* le nombre total de procédé de fabrication envisagé (1 < j < m), *n* le nombre d'entité de fabrication (1 < i < n), *p* le nombre de posage et A_n^n l'arrangement de *n* entités parmi *n* (afin de prendre en compte l'ordre de réalisation des opérations). A titre d'exemple, une pièce constituée de vingt entités de fabrication, réalisables chacune par quatre procédés de parachèvement et toutes accessibles via un posage unique, nécessite l'évaluation de 2,67.10³⁰

combinaisons. Si chaque évaluation dure 1 μ s, 8.10^{16} années de calculs seront alors nécessaires.

Comme nous pouvons le constater, les combinaisons à évaluer sont très nombreuses. Des études préliminaires pour les diminuer peuvent être mises en place, notamment pour limiter le nombre de posage à considérer [Cai08]. L'explosion combinatoire est malgré tout importante. C'est pourquoi d'autres outils de type intelligence artificielle doivent être considérés, non plus pour identifier la solution optimale, mais pour trouver une solution optimisée (cf. §1.3.1).

Les algorithmes génétiques ont été sélectionnés en raison de leurs capacités à résoudre les problèmes combinatoires. L'évaluation de l'ensemble des combinaisons potentielles n'est alors plus nécessaire. Ainsi, le résultat est obtenu plus rapidement. Pour cela, un ensemble de combinaisons possibles, appelé *population de départ*, est généré aléatoirement. Toutes sont évaluées mais seules les meilleures vis-à-vis de l'objectif fixé sont sélectionnées pour ensuite se reproduire. Une fois que l'algorithme génétique a atteint son critère d'arrêt, les trois meilleurs chromosomes (ou combinaisons) sont retenus.

Afin de résoudre notre problématique, la stratégie proposée a été exposée dans son ensemble (Figure 28). Les principes généraux de l'analyse globale ont été présentés. Un développement complémentaire (programmation) est cependant nécessaire pour la mettre en œuvre. Celui-ci demandant du temps et ayant une faible valeur ajoutée par rapport à l'expertise sur les matériaux composites, nous avons considéré que cette implémentation ne faisait pas partie des travaux de recherche à réaliser dans cette thèse. C'est pourquoi l'essentiel de nos travaux se sont focalisés sur la seconde étape de cette stratégie : la réalisation de l'analyse locale de la pièce à partir des caractéristiques associées aux différentes entités géométriques. La partie suivante est donc dédiée à la présentation des deux méthodes d'analyse locale développées. L'intégration des indices issus de l'analyse locale (temps d'usinage, coût associé...) au niveau de l'analyse globale (fonction d'évaluation) sera également abordée.

2.3. ANALYSE LOCALE

L'objectif de la méthode d'analyse locale est de classer pour chaque entité géométrique, les procédés de parachèvement entre eux. Afin de réaliser cette étape, une méthode qualitative et une méthode quantitative ont été développées. Après avoir été présentée, chacune d'elles va être expérimentée sur une pièce test (Figure 29) avant d'être critiquée. Afin d'appliquer les deux méthodes d'analyse locale proposée, le parachèvement d'un full barrel (pointe avant d'avion), fabriqué à partir d'un matériau composite très présent dans le milieu aéronautique, va être considéré : du pré-imprégné fibres de carbone/matrice thermodurcissable de type époxy (Figure 29). Ce type de pièce est représentatif des applications de parachèvement de pièces en matériaux composites, de type aéronautique. Elle a été choisie dans l'optique de balayer un maximum de situations, en terme de formes et de dimensions (4*4*6 m, surfaces planes et courbes, grandes lignes droites et faible rayon de raccordement interne). L'ensemble de ses caractéristiques géométriques, nécessaires à la réalisation de l'analyse locale, est détaillé dans l'Annexe 1.



Figure 29. Pointe avant d'avion

Sept outils de parachèvement possibles seront considérés pour le parachèvement de cette pièce : le disque diamanté (D), les outils en PCD (P), les outils en carbure (C), les fraises à concrétions diamantées (M), le jet d'eau abrasif (J), le laser (L) ainsi que le fil diamanté (F). L'ensemble de ces procédés ont été abordés précédemment (cf. §1.2).

2.3.1. APPROCHE QUALITATIVE

2.3.1.1. Mise en place de la méthode qualitative

La maison de la qualité (HOQ), développée dans le cadre de la méthode « Quality Function Deployment » (QFD), est un outil qui intervient classiquement dans une démarche d'amélioration du processus de développement d'un nouveau produit, d'un service ou d'une fonction, à travers la prise en compte de la satisfaction des clients. Présenté sous la forme d'une matrice, il permet d'établir et d'évaluer les relations entre le besoin du client et les caractéristiques du produit [Aka90].

Afin de répondre à notre problématique, cet outil d'aide à la décision a été dévié de son objectif premier, tout comme l'ont précédemment effectué Lowe et al. [Low99] et Shankar et al. [Sha07]. Différentes modifications ont donc été effectuées au niveau de sa forme globale pour l'adapter à notre objectif : classer les procédés de parachèvement, selon différents critères, pour chaque entité géométrique de la pièce [Cai08].

2.3.1.1.1. Utilisation de la méthode HOQ : point de vue de « l'utilisateur »

La méthode HOQ est relativement transparente pour l'utilisateur. Effectivement, une fois les données relatives aux entités géométriques renseignées, une HOQ est mise en place pour chacune des entités associées à chacun des procédés de parachèvement. Prenons l'exemple de l'évaluation de l'entité n°20 du full barrel (Figure 30), associée au procédé de détourage à l'aide d'un outil carbure.



Figure 30. Positionnement des entités 1 et 20 du full barrel

La matrice HOQ associée à ce couple entité/procédé est présentée à la Figure 31 (qui sera expliquée en détail dans les pages suivantes). L'utilisateur remplit la colonne de gauche correspondant aux caractéristiques de l'entité. La note associée à chaque critère d'évaluation (en bas) est automatiquement calculée (cases oranges), de même que le résultat final obtenu (case bleu foncé). Plus la note est importante, plus le procédé est adapté à la réalisation de l'entité.



Figure 31. Matrice HOQ associée au parachèvement de l'entité 20 de la pointe avant d'avion avec un outil en carbure

Afin d'aboutir à ce résultat, deux éléments ont été construits : la structure de la matrice HOQ, afin de formaliser clairement le problème, et une base de données. Celle-ci permet de synthétiser les informations issues d'expériences industrielles, relatives notamment aux conditions de coupe associées aux différents procédés de parachèvement, par type de matériau. La démarche permettant d'aboutir à ce résultat va maintenant être présentée.

2.3.1.1.2. Méthode HOQ d'un point de vue « expert »

Dans un premier temps, la structure de la HOQ que nous avons établie pour répondre à notre problématique va être présentée. Puis, la démarche de construction de la base de données, nécessaire à son renseignement, sera exposée. Pour finir, la méthode de calcul automatique de la matrice HOQ sera expliquée.

a/Justification de la structure de la matrice

Afin d'adapter la HOQ à notre problématique, les données ont été structurées en quatre grandes familles (Figure 31) : les caractéristiques des entités (en bleu), les critères d'évaluation (en jaune), la matrice des intéractions entité/procédé (en gris) et les notes finales obtenues pour chacun des critères (en orange)

Caractéristiques des entités et coefficients de pondération associés (Cca)

Les caractéristiques des entités mises en place dans l'étude sont au nombre de neuf pour les entités à détourer et de six pour les entités à percer (Tableau 5). Elles forment des critères de choix pour sélectionner un procédé de parachèvement ou le discriminer.

		Entité "contour"	Coef.	Entité "trou"	Coef.
Matériau	/3	Nature du matériau	3	Nature du matériau	3
Géométrie	/3	Longueur Epaisseur Rayon de courbure mini Concavité Contour extérieur/intérieur Surface en arrière-plan ou non	$egin{array}{c} 1 \\ 1 \\ 1/3 \\ 1/3 \\ 1/3 \end{array}$	Profondeur Rayon Débouchant et pas de surface en arrière/plan	1 1 1
Qualité	/3	Tolérances dimensionnelles Rugosité	$3/2 \ 3/2$	Tolérances dimensionnelles Rugosité	$3/2 \ 3/2$

Tableau 5. Coefficients associés aux caractéristiques entités

Afin d'éviter toute redondance dans l'analyse, ces caractéristiques ont été sélectionnées de sorte à éviter toute corrélation. Elles sont regroupées en trois classes distinctes : matériau, géométrie et qualité. Des coefficients de pondération *Cca* leur sont affectés, au sein même de ces catégories, afin d'équilibrer leur importance (Tableau 5 : colonne "Coef").

• Critères d'évaluation des procédés et coefficients de pondération associés (Ccr)

Les critères procédés permettent de vérifier si les procédés sont en mesure de répondre aux exigences des caractéristiques de l'entité considérée. Trois critères ont été retenus dans notre étude : la capabilité, le coût et la rapidité de réalisation (similaire au triptyque QCD). Le choix des critères a été effectué de sorte à éliminer les éventuelles corrélations entre les différents critères. Des coefficients de pondération, notés *Ccr* et attribués par l'utilisateur, permettent de mettre en avant ses préférences ; par exemple, s'il souhaite trouver une solution qui permet de réaliser la pièce en un minimum de temps, il affectera un coefficient plus important à ce critère.

Matrice des interactions entre l'entité et le procédé

La matrice des interactions X_{ij} établit la relation entre les caractéristiques *i* de l'entité et les critères d'évaluation *j* des procédés. Elle se remplit avec des symboles ou des valeurs qui permettent d'indiquer à quel degré chaque critère contribue à la satisfaction de chaque caractéristique. Dans notre étude, des chiffres sont utilisés pour simplifier l'analyse des résultats (Tableau 6). Un « 0 » signifie notamment que le procédé n'est pas capable de réaliser l'entité considérée, ce qui implique son élimination immédiate.

Echelle de valeurs	Signification
0	Elimination du procédé
1	Peu adapté
3	Moyennement adapté
5	Très adapté

Tableau 6. Echelle de notation

Les éléments concernant la méthode de renseignement de cette matrice seront vus dans la partie suivante. Précisons cependant que les bases de données qui permettent ce remplissage sont établies en amont par des experts. Le calcul de la matrice est ensuite automatique, donc transparent pour l'utilisateur.

Note obtenue

Pour chaque couple entité géométrique/procédé de parachèvement, une note globale est calculée. Plus celle-ci est importante, et plus le procédé est adapté à la réalisation de l'entité.

b/ Construction des bases de données expert

L'ensemble de la matrice des interactions se remplit à partir de bases de données procédés. Ce sont les clés de voûte de la méthode. Elles synthétisent des informations issues d'expériences industrielles et d'activités de recherche et de développement, relatives notamment aux conditions opératoires associées aux différents procédés de parachèvement. Deux bases de données différentes ont été créées : une pour les entités à détourer et une pour les entités à percer.

La première étape de création de la base consiste à créer différents niveaux pour chaque caractéristique entité (Tableau 7). Ces niveaux correspondent à des plages de valeurs (pouvant être binaires), ce qui assure l'unicité d'appartenance à un niveau. Cette étape est relativement importante puisque les modifications devant éventuellement être effectuées une fois les bases de données renseignées, engendrent des modifications lourdes de conséquence. Les niveaux doivent donc être choisis de façon pertinente, afin d'aboutir à un résultat permettant de discriminer les différents procédés de parachèvement.

	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3
Matériau	Verre/époxy	Verre/polyester	Carbone/époxy
Longueur (mm)	L<100	$100 {<} L {<} 500$	$500{<}L$
Epaisseur (mm)	$E{<}5$	5 < E < 15	15 < E
Tolérances dim. (mm)	$\mathrm{IT}{<}0.1$	$0.1 {<} \mathrm{IT} {<} 0.5$	$0.5{<}\mathrm{IT}$
Rugosité (µm)	$\operatorname{Ra}{<}5$	$5{<}\text{Ra}{<}12$	12 < Ra
Contour ext./int.	Extérieur	Intérieur	
Surface en arrière-plan	Oui	Non	

		Niveau 1												
Rayon de		Surface concave												
courbure	Niveau 1-1	Niveau 1-	Niveau 1-3	Niveau 1-4	Niveau 1-5	conveye								
\min	R<0.4	0.4 < R < 0.	$0.75 {<} R {<} 1.5$	1.5 < R < 4	4 < R	CONVEXE								

Tableau 7. Niveaux des caractéristiques pour les entités à détourer

La seconde étape consiste à renseigner les bases de données. Toutes les configurations entre les caractéristiques entités et les critères procédés sont étudiées (Tableau 8). Pour chacun de ces couples, une note est attribuée. Plus le procédé est adapté à la réalisation de la caractéristique de l'entité, plus la note est importante (Tableau 6). Tout le système de notation se base sur des valeurs relatives : les procédés sont évalués les uns par rapport aux autres.

Un tableau similaire au Tableau 8 doit être renseigné par les experts pour chaque caractéristique entité. L'exemple présenté (partie grisée) indique que l'outil carbure 'C' est peu adapté, selon un critère de rapidité, à la réalisation d'une entité de plus de 500 mm de longueur (note de '1' : vitesse d'avance limitée), contrairement au disque qui lui serait optimal selon ce même critère (note de '5' : vitesse d'avance élevée).

		Critères procédés																				
		Capabilité					Coût						Rapidité de réalisation									
											Pı	rocé	dé									
		Р	С	J	М	D	L	F	Р	С	J	М	D	L	F	Р	С	J	М	D	L	F
	L<100	5	3	3	3	3	3	3	1	3	3	5	5	3	1	5	3	3	5	1	3	1
Longueur	100 < L < 500	5	3	3	3	3	3	3	1	1	3	3	5	3	1	3	1	3	3	5	3	1
	$500 {<} L$	5	3	3	3	3	3	3	1	1	3	3	5	3	1	1	1	1	3	5	1	1

Tableau 8. Extrait de la base de données concernant la caractéristique longueur

Ces différentes cases ont été renseignées principalement par un groupe de travail, et à travers des recherches personnelles sur les procédés de parachèvement. Il nécessite une méthode de réflexion rigoureuse.

c/Renseignement de la matrice des interactions

Une fois la base de données complétée par les experts, l'utilisation de la méthode requiert simplement l'extraction des caractéristiques géométriques des différentes entités de la pièce (Figure 28 : première étape de la stratégie de résolution). Automatiquement, les HOQ sont générées pour chaque couple entité/procédé.

Prenons l'exemple de la HOQ associée à l'entité 20 de la pointe avant d'avion, réalisée par un outil carbure (Figure 31). La longueur de cette entité étant supérieure à 500 mm, la note de « 1 » est attribuée à l'interaction entre la « longueur » et la « rapidité de réalisation », si l'on se réfère à la base de données correspondante (Tableau 8). L'ensemble de la matrice des intéractions est ainsi automatiquement renseigné.

Ensuite, le calcul de la note globale est effectué. Pour cela, les valeurs présentes dans la matrice des interactions sont pondérées par les différents coefficients (caractéristiques des entités Cca et critères procédés Ccr), avant d'être sommées pour donner la note globale N_{ij} :

$$N_{ij} = \sum_{j=1}^{3} \sum_{i=1}^{n} X_{ij} \cdot C_{ca} \cdot C_{cr}$$
(19)

avec n le nombre de caractéristiques de l'entité considérée (9 pour un contour et 6 pour un trou). Cette note qualifie la capacité du procédé à réaliser une entité. Plus la note est importante, et plus le procédé est adapté à sa réalisation.

Remarque : s'il apparaît un zéro dans la matrice des interactions, cela signifie que le procédé est inapte à réaliser l'entité considérée (Tableau 6). La note finale obtenue est donc automatiquement forcée à zéro.

2.3.1.2. Application de la méthode sur le full barrel

A partir des données extraites de la maquette numérique (Annexe 1), l'analyse locale du full barrel a été effectuée à l'aide de la méthode HOQ. Dans un premier temps, les coefficients de pondération associés aux critères d'évaluation (*Ccr*) ont été fixés à une valeur unitaire, ne favorisant ainsi aucun critère. A l'issue de cette étape, un classement des procédés de parachèvement est associé à chaque entité géométrique. Les résultats obtenus par deux des quatre-vingt quatorze entités de la pointe avant d'avion sont plus précisément analysés dans cette partie : la première (Entité 1) fait partie du plan arrière du full barrel tandis que la seconde (Entité 20) se situe au niveau du cockpit (Figure 30). Le Tableau 9 présente les notes obtenues par ces entités suite à la réalisation de leur analyse locale, et la Figure 32 présente graphiquement les classements des procédés obtenus en fonction du critère considéré.

	Carbure	PCD	Fraise diam.	Disque	Laser	Jet d'eau
		Ent	ité 1			
Capabilité	33.0	41.7	36.0	36.0	0.0	27.0
Coût	25.0	22.3	29.7	31.7	0.0	27.7
Rapidité de réalisation	19.0	33.7	35.7	37.7	0.0	25.0
Note globale	77.0	97.7	101.3	105.3	0.0	79.7
		Enti	té 20			
Capabilité	33.0	41.7	36.0	0.0	0.0	27.0
Coût	25.0	22.3	29.7	0.0	0.0	27.7
Rapidité de réalisation	19.0	33.7	35.7	0.0	0.0	25.0
Note globale	77.0	97.7	101.3	0.0	0.0	79.7

Tableau 9. Résultats obtenus suite à l'analyse locale de l'entité 1 et 20 du full barrel, par la méthode HOQ (Ccr=1)

Les outils les plus adaptés au parachèvement des entités 1 et 20 sont donc respectivement le disque et la fraise à concrétions diamantées : ce sont eux qui ont obtenus les notes globales les plus importantes. A une échelle plus fine, nous constatons qu'ils obtiennent la première place de leur classement respectif si les critères coût et rapidité de réalisation sont considérés. En revanche, pour les deux entités, les outils PCD les détrônent sur le critère capabilité car l'état de la surface générée est meilleur (Figure 32).

De part son principe de fonctionnement, la méthode HOQ permet d'éliminer les procédés qui ne sont pas capables de réaliser les entités. Dans le cas de l'exemple traité, c'est le cas du disque qui ne peut réaliser une surface concave (Entité 20), et du laser qui ne permet pas d'usiner un matériau carbone-époxy d'une épaisseur de 2,2 mm (Entité 1 et 20). C'est pourquoi ils ne sont pas intégrés dans le classement final (Figure 32).



Figure 32. Classement des procédés en fonction du critère considéré

L'influence des coefficients de pondération des critères d'évaluation *Ccr*, qui autorise l'utilisateur à mettre en avant l'objectif principal de sa recherche, a également été testée. Prenons le cas d'un utilisateur qui souhaite mettre l'accent sur la qualité de la pièce obtenue. Dans ce cas, les coefficients associés aux critères temps et coût doivent être fixés à 1, et celui associé à la capabilité doit être fixé à une valeur supérieure, 2 par exemple. Les résultats associés à l'entité 1, obtenus suite à cette modification, sont présentés dans le Tableau 10 : le classement des procédés est alors modifié.

Entité 1		Disque	Fraise diam.	PCD	Jet d'eau	Carbure	Laser
Note HOQ	coef. capacité à 1	105.3	101.3	97.7	79.7	77.0	0.0
	coef. capacité à 2	141.3	137.3	139.4	106.7	110.0	0.0
Classement	coef. capacité à 1	1	2	3	4	5	
	coef. capacité à 2	1	3	2	5	4	

Tableau 10. Impact des coefficients de pondération des critères Ccr

La place du procédé PCD dans le classement est inversée avec celle des fraises à concrétions diamantées. Il en est de même pour le procédé carbure et la découpe au jet d'eau abrasif. La progression de ces deux procédés dans le classement général est normale puisqu'ils assurent tous deux une capabilité maximum, en raison notamment de leur niveau de maturité plus élevé.

Les analyses locales de chaque couple entité géométrique/procédé de parachèvement ont été menées en parallèle. Les résultats obtenus sont synthétisés graphiquement à la Figure 33 ce qui facilite leur analyse : seuls les procédés ayant obtenu la première place du classement sont représentés. Nous pouvons noter que le disque diamanté est privilégié pour détourer les surfaces planes, tandis que les fraises à concrétions diamantées sont favorisées pour les entités concaves de longueur élevée.



Figure 33. Résultat obtenu suite à l'analyse locale de la pointe avant d'avion.

On constate alors que les résultats de l'analyse topologique, la troisième étape de la stratégie de résolution mise en place (Figure 28), sont immédiats une fois l'analyse locale réalisée. Les entités adjacentes ayant obtenu le même classement des procédés de parachèvement sont regroupées. Dans le cas étudié, les entités géométriques 'contours', initialement au nombre de 70 sont rassemblées en 18 entités de fabrication : trois entités 'disque', sept entités 'fraises à concrétions diamantées' et huit entités 'PCD'.

2.3.1.3. Critique de l'existant

La méthode HOQ présente des avantages et des inconvénients, non seulement vis-à-vis de l'utilisateur de la méthode, mais également vis-à-vis des experts qui la mettent en place.

Sa simplicité d'utilisation, liée à la formalisation rigoureuse de la problématique, et sa rapidité de réalisation sont ses atouts principaux vis-à-vis de l'utilisateur. D'un côté, elle permet une intégration facile des règles métiers (suppression des procédés incompatibles...). De l'autre, elle permet d'intégrer simultanément les trois critères procédés (capabilité, coût et rapidité de fabrication). Ainsi, une note globale unique est obtenue pour chaque couple entité géométrique/procédé de fabrication, facilitant la comparaison des différents procédés. De plus, cette méthode offre la possibilité de mettre en avant un objectif principal via l'utilisation des 'coefficients de critères'.
Du côté de l'expert, le bilan est plus mitigé. La flexibilité de la méthode est remise en cause par les lourdes mises à jour à effectuer sur la base de données, notamment lors de l'intégration d'un nouveau procédé de parachèvement. Effectivement, ces modifications nécessitent l'intervention d'un ou de plusieurs experts maîtrisant l'ensemble des procédés, puisque ces-derniers sont notés relativement les uns par rapport aux autres. Par exemple, l'intégration dans la base de données d'un nouvel outil carbure, au revêtement spécifique développé pour résister à l'abrasion des composites, engendre un reclassement complet des procédés de parachèvement. La réalisation de cette tâche est alors très complexe. Elle est pourtant vitale afin de prendre en compte les évolutions des procédés de parachèvement (ajout, suppression, amélioration) ou bien ajuster les niveaux des caractéristiques des entités (ajout de matériaux composites de natures différentes...). De plus, quel que soit le matériau envisagé, la construction de la base de données impose l'utilisation des mêmes niveaux de caractéristiques entités. En raison de la diversité des applications envisagées avec notre méthodologie, cette exigence est très restrictive.

En ce qui concerne les résultats obtenus, on constate que les écarts entre les divers procédés sont parfois peu représentatifs. Les différences se jouent sur un nombre de notes très faibles. Des modifications sont envisageables pour améliorer ce défaut. L'échelle de notation utilisée pour le remplissage de la base de données (Tableau 6) peut être modifiée pour obtenir une plus grande précision dans les résultats, et ainsi éviter la création de familles de procédés (écarts finaux entre les notes plus prononcés). Par exemple, une nouvelle échelle à six niveaux (0-1-2-3-4-5), au lieu des quatre précédemment définis (0-1-3-5), permettra de mieux différencier les procédés entre eux. Le remplissage de la base de données sera ainsi facilité.

2.3.1.4. Exploitation dans l'analyse globale

Afin de prendre en compte toutes les facettes de la méthode HOQ et ainsi déterminer sa viabilité dans la résolution de notre problématique, il est nécessaire de considérer le problème dans son ensemble. C'est pourquoi l'intégration des notes obtenues par chaque couple entité/procédé dans l'étape suivante de notre stratégie de résolution doit être étudiée (Figure 28). En effet, les résultats issus de l'analyse locale constituent, une fois l'analyse topologique effectuée, les données d'entrée de l'analyse globale (la nature des informations n'étant pas modifiée par l'analyse topologique). Elles doivent donc pouvoir être intégrées par la suite dans la fonction d'évaluation définie dans l'analyse globale (cf. Eq.17).

La première partie de la fonction d'évaluation prend en compte la phase d'usinage des entités (cf. §2.2.5). Afin de l'évaluer pour une combinaison donnée, la somme des notes

globales obtenues pour chaque entité associée à son procédé ne peut pas être aussi simplement envisagée. Même si toutes les entités ont été évaluées à partir d'un barème unique, elles n'ont pas la même importance. C'est pourquoi la somme des notes pondérées par la longueur de leur entité respective doit plutôt être considérée (Annexe 1).

La seconde partie de la fonction d'évaluation permet d'intégrer les opérations non productives (changements d'outils, de posages, déplacements à vide). Plus ces dernières sont nombreuses dans une combinaison donnée, et plus la note associée en sera affectée. La principale difficulté réside dans l'étalonnage de ces pénalités par rapport aux notes globales obtenues par l'analyse locale, et représentatives de la capacité des procédés à usiner les entités. La proportion de ces opérations dans le calcul du résultat final doit être justement évaluée. Cependant, il est très difficile, si ce n'est impossible, d'effectuer ce rapprochement.

Les difficultés associées à cette méthodologie, et principalement celles liées à l'exploitation des notes obtenues par la méthode HOQ dans l'étape d'analyse globale, soulignent la nécessité de développer une méthode quantitative.

2.3.2. APPROCHE QUANTITATIVE

2.3.2.1. Introduction de l'approche quantitative

Les difficultés majeures rencontrées par la méthode HOQ sont intervenues lors de l'exploitation dans l'analyse globale des notes issues de l'analyse locale. En effet, cette note hybride regroupe trois critères de natures différentes : capabilité, coût et rapidité de réalisation. Il est donc difficile de la mixer avec de nouvelles données permettant d'intégrer les changements d'outils, de posages...

La méthode proposée se base donc sur la mise en place de deux fonctions permettant d'évaluer quantitativement les temps T_j^i et les coûts de fabrication C_j^i associés au parachèvement de l'entité *i* par le procédé *j*. Ainsi, leur exploitation dans l'analyse globale est facilitée puisque ces indices peuvent facilement être mixés avec des temps et des coûts associés aux changements d'outils...

Afin d'effectuer un classement des différents procédés de parachèvement, il est plus facile de considérer un critère d'évaluation unique. Pour éviter le triptyque qualité-coût-délai mis en place dans la HOQ et découpler ces trois critères, nous proposons de prendre en compte la qualité au niveau de l'analyse locale. Les procédés retenus suite à cette étape, associés à un jeu de paramètres opératoires, respecteront par définition le niveau de qualité requis. Ainsi, lors de l'analyse globale, seuls les temps et les coûts de fabrication seront considérés, puisque le respect de la qualité aura été géré en amont. Cette approche permet de lever la difficulté d'intégration de la qualité au niveau du processus de sélection des procédés.

L'objectif final consistera alors à minimiser les deux critères temps et coût de fabrication. Leur opposition est souvent reconnue. C'est pourquoi les classements obtenus pour chacun de ces critères seront très probablement différents. En fonction du besoin du client, un curseur sera positionné pour favoriser ou non l'un ou l'autre de ces critères. Quoi qu'il en soit, le temps de fabrication reste intégré dans le critère de coût de fabrication, laissant alors possible l'étude d'un critère unique. Quant à la cadence de production qui n'est pas considérée, elle peut être assimilée à une contrainte d'optimisation, ou bien être isolée en considérant possible la multiplication des moyens de production.

Comme il a été souligné précédemment, certains procédés sont incapables de parachever des entités données, notamment à cause d'une inadéquation sur les formes, les accessibilités (entité concave/disque, entité enclavée/jet d'eau abrasif). Une fonction permettant d'écarter les procédés incompatibles (attribution d'une note globale nulle) a donc été ajoutée (Figure 34 : A21). Cette dernière est relativement intéressante puisqu'elle limite le nombre de couple entité/procédé à considérer. C'est pourquoi elle doit être placée en amont dans la méthode quantitative développée.



Figure 34. Evolution de la stratégie de résolution : SADT Niveau 1

Une fois les procédés incompatibles éliminés, une étape intermédiaire peut éventuellement être ajoutée (Figure 34 : A22). Elle concerne certains des couples entité/procédé écartés lors de l'étape d'élimination. La possibilité est alors donnée à l'utilisateur de modifier la caractéristique de l'entité qui a conduit à écarter le procédé associé (rayon de courbure, épaisseur...). Cette fonction est relativement intéressante pour les entités qualifiées de liaisons, qui sont souvent pénalisantes et sources de problème lors du parachèvement de la pièce. En effet, ces zones sont souvent définies trop rapidement par le concepteur de la pièce (par exemple, congé de raccordement de 2 mm qui fonctionnellement pourrait être remplacé par un congé de 6 mm). Des procédés sont donc abusivement éliminés. Cette étape permet de les signaler et de proposer un retour ciblé sur la conception.

2.3.2.2. Mise en place de la méthode quantitative

Comme nous l'avons souligné précédemment, cette méthode se base sur la mise en place de deux fonctions qui permettent d'obtenir, pour chaque entité *i* de la pièce réalisée par le procédé *j*, un indice de temps T_j^i et de coût de fabrication C_j^i . Pour cela, en fonction des caractéristiques de chaque entité, des conditions opératoires sont déterminées, et ce pour chaque procédé de parachèvement envisagé.

De nombreux auteurs utilisent ce type de méthodes pour évaluer les temps et les coûts de fabrication d'une pièce. Les fonctions mises en place atteignent des niveaux de complexité différents en fonction des paramètres pris en compte. Certains intègrent seulement le temps et le coût de fabrication (occupation machine) [Gil06] [Mar00], d'autres y ajoutent le coût des outils, de la matière première utilisée, des frais fixes [Esa98]. Enfin, les modèles plus évolués, travaillant à partir d'entités de fabrication, intègrent les coûts de manutention et de préparation des outils de production [Hmi05].

Dans la stratégie de résolution que nous avons adoptée (Figure 28), les temps et les coûts de changements d'outils et de posages sont intégrés au niveau de l'analyse globale de la pièce. En effet, au niveau de l'analyse locale, l'enchaînement des entités dans la gamme de fabrication finale n'est pas déterminé, et donc leur nombre est inconnu. Il en est de même pour ce qui concerne les temps d'approche et de dégagement de l'outil (ainsi que les coûts associés). Finalement, seul le temps T_j^i et le coût de fabrication C_j^i sont pris en compte. Nous allons donc, dans un premier temps, nous intéresser à l'estimation du temps de fabrication des entités, puis nous aborderons l'estimation du coût de fabrication.

2.3.2.2.1. Critère de temps

Les temps de fabrication des différentes entités sont évalués à partir des fonctions présentées dans le tableau ci-dessous. En ce qui concerne les entités à percer, deux stratégies sont adoptées : si le diamètre est inférieur à 25 mm, un perçage au foret sera effectué ; s'il est supérieur, une stratégie de perçage hélicoïdal sera utilisée (le calcul est alors similaire à une opération de contournage).

Entité à détourer							
$T_i^{\ j} = \frac{L_i}{V f_j} \ . \ sup \ (\frac{a p_j}{e_i})$							
Entité à percer							
Perçage axial	$T_i^{\ j} = \frac{e_i}{V f_j}$						
Perçage hélicoïdal	$T_i^{\ j} = \frac{\pi.d_i}{V f_j} \ . \ sup \ (\frac{a p_j}{e_i})$						

Tableau 11. Calcul du temps de fabrication T_i^j de l'entité i par le procédé j

avec :

L_i et e_i	: la longueur et l'épaisseur de l'entité i à détourer
e_i et d_i	: la profondeur et le diamètre du perçage i
ap_j	: la profondeur de passe maximale, réalisable avec le procédé j
$V f_j$: la vitesse d'avance du procédé j
sup (x)	: arrondi à l'entier supérieur

Le temps de fabrication dépend notamment du nombre de passes à effectuer. Dans le cas des procédés de découpe au jet d'eau, au laser, au disque et au fil diamanté, le terme prenant en compte cette donnée est toujours égal à 1. Effectivement, les passes effectuées sont forcément débouchantes.

2.3.2.2.2. Critère de coût

Le critère de coût C_i^j proposé intègre deux composantes : le coût de l'outil (comprenant également son coût de préparation), ainsi que le coût horaire de la machine. Ce dernier inclut lui-même le coût d'investissement du moyen de production, de la main d'œuvre, des énergies utilisées et de la maintenance nécessaire (Tableau 12).

Le coût horaire est associé non seulement au procédé de parachèvement, mais également au nombre d'axes nécessaires pour réaliser la pièce (coût horaire d'une machine 3 axes inférieur à celui d'une machine 5 axes).

Quant aux coûts fixes, ils sont identiques quel que soit le procédé de parachèvement : ils sont donc isolés puisqu'ils ne constituent pas un paramètre discriminant pour le choix d'un procédé de parachèvement.

Entité à détourer							
$C_i^j = T_i^j \cdot C_H^j + \frac{L_i \cdot C_O^j}{L_r^j} \cdot \sup\left(\frac{ap_j}{e_i}\right)$							
Entité à percer							
Perçage axial	$C_i^j = T_i^j \cdot C_H^j + \frac{e_i \cdot C_O^j}{L_r^j}$						
Perçage hélicoïdal	$C_i^j = T_i^j \cdot C_H^j + \frac{\pi \cdot d_i \cdot C_O^j}{L_r^j} \cdot sup\left(\frac{ap_j}{e_i}\right)$						

Tableau 12. Calcul du coût de fabrication C_i^j de l'entité i par le procédé j

avec :

 $C_{O}^{\ \ j}$ \qquad : coût outil associé au procédé j

 $L_r^{\,j} \qquad \qquad$: longueur réalisable avec l'outil associé au procédé j
 avant usure

Dans le cas de la découpe au jet d'eau ou au laser, les coûts associés à l'usure de l'outil (buse) sont souvent considérés comme faibles et donc intégrés dans le coût horaire de la machine.

2.3.2.3. Application de la méthode sur le full barrel

De même que pour la méthode HOQ, la méthode quantitative a été appliquée aux différentes entités géométriques de la pièce afin de déterminer pour chacune d'entre elles, un classement des procédés les plus adaptés à leur parachèvement. Dans un premier temps, les résultats obtenus pour les entités 1 et 20 du full barrel (Figure 30) seront présentés pour illustrer les résultats obtenus. Un parallèle avec les résultats issus de la méthode HOQ sera ensuite effectué.

Les indices de temps et de coût de fabrication obtenus pour les entités 1 et 20, évalués à partir des deux fonctions définies précédemment, sont présentés dans le Tableau 13. Suite à l'élimination des procédés incompatibles (Figure 34 : A21), différents procédés de parachèvement ont été écartés (cases grisées).

Analysons alors les résultats obtenus. Le disque est le procédé le plus adapté pour parachever l'entité 1 : il minimise à la fois son temps et son coût de fabrication. En ce qui concerne l'entité 20, deux outils différents sont obtenus : l'outil PCD qui optimise le critère temps, et la fraise à concrétions diamantées qui optimise le critère coût. Le second est considéré comme l'outil le plus pertinent. En effet, c'est celui qui présente le meilleur

	Carbure	PCD	Fraise diam.	Disque	Laser	Jet d'eau					
Entité 1											
Temps production (s)	168.7	19.3	20.8	16.9	0.0	43.5					
Coût production (€)	44.9 243.7 1.4		1.0	0.0	2.4						
Entité 20											
Temps production (s)	74.9	8.6	9.2	0.0	0.0	19.3					
Coût production (€)	19.9	216.3	1.0	0.0	0.0	1.1					

compromis en offrant un coût beaucoup plus faible que celui du PCD pour un temps de production quasiment équivalent.

Tableau 13. Résultats obtenus suite à l'analyse locale de l'entité 1 et 20 du full barrel, méthode quantitative

Par conséquent, les procédés sélectionnés suite à cette analyse locale pour les deux entités étudiées, sont identiques à ceux obtenus précédemment à l'aide de la méthode HOQ (Figure 32). Les deux méthodes ont donc été mises en place convenablement. Par ailleurs, on pourra noter la pertinence des critères mis en place au regard des résultats obtenus et présentés dans le Tableau 13 : ces derniers permettent clairement de différencier les divers procédés.



Figure 35. Comparaison des classements obtenus par les deux méthodes d'analyse locale pour (a-b) l'entité 1 et (c-d) l'entité 20

A une échelle plus fine, et une fois les procédés non capables éliminés, on constate que l'ordre des procédés à l'intérieur des classements est quasi-identique (Figure 35). Une seule inversion entre deux procédés (PCD et fraise à concrétions diamantées) est notée dans le classement associé au temps (Figure 35 a-c). Cependant, quelle que soit la méthode d'analyse locale utilisée, la différence entre les temps estimés pour ces deux procédés est minime, compte tenu de l'étendue des valeurs obtenues par les autres procédés (écarts de 1.5 s pour l'entité 1 et de 0.6 s pour l'entité 20). Cet écart est donc considéré comme négligeable.

Cette étude a été effectuée sur l'ensemble des entités géométriques du full barrel. Les résultats montrent une adéquation entre les deux méthodes d'analyse locale sur l'ensemble des entités traitées, et ce, quelle que soit leur nature (entité à détourer ou à percer). Ceci permet donc de valider la pertinence des éléments mis en place pour la sélection de procédés, même si le critère capabilité ne peut pas être comparé. Les résultats obtenus suite à l'analyse locale sont donc illustrés sur la Figure 33 (représentation unique des procédés ayant obtenu la première place au classement).

2.3.2.4. Critique de la méthode

La méthode quantitative est relativement simple à mettre en place. Elle permet d'aboutir, comme nous l'avons souligné au travers de l'étude de cas effectuée, la pertinence des résultats obtenus et des critères mis en place. Le travail le plus laborieux consiste à alimenter la base de données. Celle-ci regroupe à la fois les paramètres liés aux différents effecteurs (géométrie des outils coupants, des buses de découpe...) et les conditions de coupe qui leur sont associées en fonction du matériau à usiner. Le temps et le coût de fabrication de chaque entité géométrique de la pièce sont ensuite évalués à partir de ces données.

Dans notre étude, cette base de données a été mise en place à partir d'essais, de données issues de la littérature (notamment du Cetim), de données expérimentales issues du savoir-faire des fabricants d'outils et des partenaires industriels, de travaux de recherche et de développement, mais aussi et surtout de nos propres expérimentations. Contrairement à la méthode HOQ où les classements entre procédés sont relatifs, plusieurs experts possédant des compétences sur un procédé unique peuvent être mis à contribution pour l'enrichir. En effet, les informations concernant chaque procédé sont intrinsèques à ce même procédé.

De plus, sa facilité d'exploitation et de compréhension en font ses atouts majeurs pour les utilisateurs. En effet, les indices obtenus (temps et coût de fabrication) sont utilisés usuellement dans les entreprises en tant qu'indicateurs de production. Les réajustements à effectuer, pour prendre en compte les évolutions des procédés ou bien en intégrer de nouveaux, sont donc faciles à effectuer.

2.3.2.5. Exploitation dans l'analyse globale

Trois critères doivent être pris en compte pour sélectionner le procédé de parachèvement le plus adapté à la réalisation d'une entité géométrique de la pièce : la qualité, le temps et le coût de fabrication. La méthode proposée consiste à considérer la qualité au niveau de l'analyse locale, et plus précisément lors du choix des conditions opératoires. L'intégration dans la méthode globale, des indices issus de l'analyse locale, est alors relativement simple puisqu'elle consiste uniquement à considérer le temps et le coût de fabrication des entités.

Deux fonctions d'évaluation pourront donc être mises en place : l'une permettant de calculer le temps de réalisation de la pièce, et l'autre réservée au calcul de son coût (cf. §2.2.5). Il suffira alors de sommer respectivement les temps et les coûts de fabrication des entités (données de sortie de l'analyse locale), avec les temps et les coûts associés aux changements d'outils, de posages, ou encore de déplacements à vide à effectuer entre les entités à parachever. Ces données dépendent bien évidemment de la gamme de fabrication envisagée, et tout particulièrement de l'enchaînement des entités. Une seconde base de données sera donc nécessaire pour intégrer l'ensemble de ces données complémentaires, relatives notamment aux ressources (chronométrage des temps de changements d'outillages et d'outils...). Etant donné que le temps de fabrication est intégré dans le coût de fabrication, un critère de coût pourra être utilisé comme critère unique d'évaluation.

2.3.3. Conclusion

Les deux méthodes d'analyse locale proposées reposent sur des bases de données procédés, mises en place par des experts, et basées à la fois sur leurs expériences industrielles, sur des résultats issus du domaine de la recherche et du développement, de la littérature... La pertinence des éléments mis en place a été validée du fait de l'adéquation entre les résultats obtenus par les deux méthodes. Par ailleurs, leur simplicité d'utilisation a été soulignée.

La méthode qualitative a cependant été écartée. En effet, il est impossible, lors de l'analyse globale, d'intégrer les opérations dites 'transitoires' (changements d'outils, de posages...) afin d'évaluer une solution potentielle, puisque les données à mixer sont de natures différentes (cf. §2.3.1.4). De plus, la gestion de la qualité reste très approximative et les évolutions des bases de données sont complexes à réaliser. La méthode quantitative, permettant de palier à ces problématiques, a donc été sélectionnée (cf. §2.3.2.5). Celle-ci consiste à évaluer le temps et le coût de fabrication associés à chaque couple entité/procédé. L'intégration du critère qualité est alors traitée en amont, durant l'étape d'analyse locale, et plus précisément lors du choix des conditions de coupe optimales.

La qualité du résultat obtenu à la suite de l'analyse locale dépend uniquement de la pertinence des informations présentes dans la base de données des procédés (Figure 28). En raison de l'apparition fréquente de nouveaux matériaux composites, il est nécessaire de l'actualiser couramment. Cependant, les compétences dans le domaine de l'usinage des matériaux composites sont encore limitées dans les entreprises, ce qui rend difficile ces mises à jour. Ainsi, le risque d'obtenir une base de données trop généraliste devient important si celle-ci est trop peu renseignée : les indices de temps et de coût calculés ne sont plus suffisamment précis pour assurer l'obtention d'un résultat final optimal. Afin d'aider le bureau des méthodes dans cette tâche, tout en limitant le nombre d'essais à réaliser, des protocoles dédiés aux opérations de détourage doivent être développés, afin de qualifier de nouveaux outils dans de nouveaux matériaux. Ces derniers permettent de choisir les paramètres des outils et les conditions de coupe les plus adaptés à une application donnée. La partie suivante propose donc une méthodologie en trois étapes, permettant de mettre en place ces différents protocoles pour l'ensemble des procédés de parachèvement. Cette dernière permet de sélectionner les paramètres opératoires dans un double objectif : optimiser la productivité tout en assurant le respect de la qualité demandée.

2.4. OPTIMISATION DES PARAMETRES OPERATOIRES

2.4.1. Méthodologie de qualification de procédé

La productivité est un facteur clé permettant le succès et la longévité d'un outil dans des applications industrielles. Dans le domaine de l'usinage des matériaux métalliques, elle est essentiellement liée au débit volumique de l'opération d'ébauche considérée [Hav09]. Effectivement, les opérations d'ébauche en fraisage classique, et spécifiquement dans les applications aéronautiques, consistent à enlever une grande quantité de matière. Dans le domaine des matériaux composites, la mise en forme des pièces est réalisée à partir de procédés par ajout de matière. C'est pourquoi le parachèvement se concentre principalement sur des opérations de détourage. En conséquence, les performances en termes de productivité sont plutôt évaluées sur la rapidité à obtenir la surface détourée que sur celui nécessaire à enlever un volume donné. C'est pourquoi nous proposons comme critère de performance le débit surfacique Q_s (mm²/min) :

$$Q_s = a_p . f . N \tag{20}$$

Avec a_p la profondeur de passe (mm), f la vitesse d'avance par tour (mm/tr) et N la vitesse de rotation de la broche (tr/min). Afin d'améliorer la productivité, la vitesse d'avance par tour et la vitesse de rotation de la broche doivent donc être maximisées.

Une méthodologie de qualification a donc été développée afin d'optimiser la productivité, tout en respectant les critères qualités définis par le cahier des charges. Cette méthodologie est constituée de trois étapes successives (Figure 36).

La première étape est basée sur l'étude de la qualité de la surface usinée. Conformément à la méthodologie globale proposée précédemment, le respect des critères qualité est effectivement placé en amont de la démarche d'optimisation. C'est pourquoi, les paramètres liés à l'outil et les conditions de coupe doivent être choisis de façon à respecter la qualité spécifiée par les tolérances dimensionnelles et les spécifications géométriques du cahier des charges. Etant donné la spécificité des matériaux composites, deux catégories de critères qualité sont considérées dans notre étude : l'intégrité matière, comprenant les différents types de délaminage et les dommages thermiques, et l'état de surface. Durant cette première étape, les influences des paramètres opératoires sur les critères qualité sont analysées et leurs éventuelles limitations sont déterminées.



Figure 36. Méthodologie de qualification de procédé

Dans une seconde étape, les phénomènes de coupe observés durant l'opération de détourage sont étudiés à partir de mesures d'efforts et/ou de puissance. L'objectif est de détecter d'éventuels phénomènes de coupe pouvant limiter la productivité. Ces derniers sont identifiés à travers une analyse de l'énergie spécifique de coupe. L'influence des paramètres opératoires sur l'apparition de ces phénomènes est également étudiée.

A partir des résultats obtenus dans les deux étapes précédentes, un protocole de sélection des paramètres opératoires associé aux opérations de détourage est construit. Ce

dernier apporte un soutien à l'utilisateur pour sélectionner les paramètres opératoires adaptés à son application (paramètres outils et conditions de coupe), tout en optimisant la productivité et en assurant le respect de la qualité requise. La construction de ce protocole, proche de celle définie par Lefur et al. [Lef90], se déroule en deux temps. Tout d'abord, des fonctions contraintes sont identifiées à partir des limitations observées durant les expérimentations : respect de la qualité, phénomènes de coupe limitants... Ainsi, le domaine de définition de chaque paramètre opératoire est déterminé. Les valeurs de ces paramètres sont ensuite sélectionnées à l'intérieur de ce domaine, afin d'optimiser la productivité. Dans notre application de détourage, cela se traduit par une maximisation du débit surfacique.

Afin d'appliquer ce protocole dans le cadre de notre application de détourage de matériaux composites, il est nécessaire, dans un premier temps, de définir les critères permettant d'évaluer l'influence des paramètres opératoires sur la qualité de la pièce et sur les phénomènes de coupe limitants.

2.4.2. Critères d'évaluation

Deux catégories de critères d'évaluation ont été mises en place afin d'évaluer l'influence des paramètres opératoires durant des opérations de détourage de matériaux composites. La première catégorie concerne les critères de qualité tandis que la seconde englobe les critères de coupe.

2.4.2.1. Critères de qualité

Afin de s'assurer que les surfaces usinées soient conformes aux besoins définis par le cahier des charges, trois types de critères qualités peuvent être étudiés : les écarts de forme, l'état de surface et l'intégrité de la matière. La spécification géométrique des produits existante (GPS) peut être utilisée pour qualifier et quantifier les défauts de formes. Ces derniers, similaires à ceux observés dans le domaine de la coupe des matériaux métalliques, sont liés principalement au moyen de production utilisé (défauts de réglage...). Ils seront donc mis de côté dans notre étude. Au contraire, les défauts d'intégrité matière et d'état de surface sont conditionnés par les paramètres opératoires associés au procédé de parachèvement considéré. C'est pourquoi ils sont situés au cœur de notre étude.

Afin de qualifier et quantifier l'état de la surface usinée et les défauts d'intégrité matière créés, des critères spécifiques, liés à la spécificité des matériaux composites, doivent être pris en compte [Abr92] [Col93] [Wan03] [Hu04].

2.4.2.1.1. Intégrité matière

Les défauts d'intégrité sont les défauts les plus critiques puisqu'ils touchent la santé de la matière et donc la tenue en service de la pièce. Le niveau d'acceptation de ces défauts est propre à chaque client. C'est pourquoi il est nécessaire de les quantifier précisément afin de contrôler les pièces fabriquées. Des critères ont donc été mis en place afin de les évaluer. Pour cela, deux familles de défauts ont été définies : les délaminages intervenant sur les plis supérieur et inférieur de la pièce, et les délaminages survenant au cœur de la matière.

Les différents types de délaminages de surface ont été définis précédemment par Colligan et al. [Col93] : délaminage de Type I, II et III (cf. §1.1.3.1). Quant au délaminage survenant à l'intérieur de la matière, des défauts similaires peuvent être identifiés. Le délaminage de Type I correspond alors à une décohésion entre deux plis (écaillage), et le délaminage de Type II à des plis non coupés francs, qui dépassent le pourtour de la pièce détourée. Quant au délaminage de Type III, défini par des fibres partiellement attachées, et orientées dans la direction de l'avance, il est souvent localisé sur les surfaces extérieures de la pièce, et très rarement au cœur de cette dernière.

Les délaminages de Type II et III, qu'ils soient situés sur la surface de la pièce ou à l'intérieur, peuvent être tolérés si leurs dimensions sont modérées. En effet, ils peuvent être ôtés manuellement à l'aide d'un papier abrasif afin de répondre aux spécifications souhaitées. Au contraire, les délaminages de Type I sont exclus. Les pièces concernées sont déclarées nonconformes, excepté pour les faibles valeurs, auquel cas des réparations peuvent éventuellement être effectuées. Effectivement, les risques de propagation sont importants et la rupture de la structure peut se produire précocement lors de l'application de sollicitations mécaniques.

Deux critères ont été mis en place afin de quantifier chaque défaut de délaminage. Le premier critère est défini comme la profondeur (Type I) ou la hauteur moyenne (Type II) des fibres délaminées. Il est noté respectivement $D1_{int}$ et $D2_{int}$ pour les défauts survenant au cœur de la matière, $D1_{ext}$ et $D2_{ext}$ pour les défauts de surface (Figure 37). Ces derniers caractérisent la criticité des délaminages :

$$D1_{int} = D1_{int i} \qquad D1_{ext} = D1_{ext j}$$

$$D2_{int} = \overline{D2_{int k}} \qquad D2_{ext} = \overline{D2_{ext l}} \qquad (21)$$



Figure 37. Critères de définition des défauts de délaminage

Le second critère correspond au ratio entre la longueur totale délaminée et la longueur totale usinée (en %). Les indices associés sont notés respectivement $L1_{int}$ et $L2_{int}$ pour les défauts survenant à l'intérieur de la matière, $L1_{ext}$ et $L2_{ext}$ pour les défauts de surface (Figure 37). Ils caractérisent la fréquence des délaminages :

$$L1_{int} = \sum_{i} \frac{(L1_{int})_{i}}{L} \qquad L1_{ext} = \sum_{j} \frac{(L1_{ext})_{j}}{L} \qquad (22)$$
$$L2_{int} = \sum_{k} \frac{(L2_{int})_{k}}{L} \qquad L2_{ext} = \sum_{l} \frac{(L2_{ext})_{l}}{L}$$

2.4.2.1.2. Etat de surface

a. Fonctionnalités des pièces en matériaux composites

Chaque produit présente différentes surfaces, auxquelles sont rattachées une ou plusieurs fonctionnalités. L'état de surface spécifie le niveau d'exigence nécessaire en termes de qualité, afin de répondre à ce besoin technique. Dans le domaine des matériaux métalliques, l'écart moyen arithmétique *Ra* [ISO42] est le paramètre le plus souvent utilisé, en dépit du fait qu'il ne soit pas très descriptif. Il est fréquent que les valeurs choisies soient fixées empiriquement. Ces dernières sont souvent liées à l'accomplissement d'une fonction technique (étanchéité, frottement...). Ce paramètre, et les niveaux d'exigences qui lui sont associés pour la réalisation de pièces métalliques, sont souvent conservés pour la spécification des pièces en matériaux composites. Pourtant, leurs utilisations et leurs fonctionnalités sont souvent bien différentes. En fonction de leur typologie, elles se résument en deux grandes familles. La première famille concerne les surfaces dont la forme finale est obtenue directement par le procédé de mise en forme de la pièce. Ces surfaces peuvent rester libres ou être utilisées comme support pour réaliser un assemblage avec une autre pièce.

Pour les surfaces libres, l'aspect visuel de la pièce est souvent privilégié : le niveau d'exigence associé en termes d'état de surface est alors élevé. La plupart du temps, ces surfaces sont modifiées avant leur utilisation finale par des procédés de préparation de surface (ponçage, flambage, cryogénie...). Ces derniers permettent de les nettoyer et de favoriser l'accroche de la peinture ajoutée ultérieurement pour les protéger.

Quant aux surfaces assemblées par recouvrement, différentes configurations sont possibles : les liaisons par collage, par soudage (composites à matrice thermoplastique) et les liaisons mécaniques (pièces de fixation) (Figure 38). Dans ce dernier-cas, deux possibilités existent. Les fixations peuvent être insérées dans la pièce lors de son opération de mise en forme. On parle alors de pièces monolithiques, c'est-à-dire de pièces qui sont fabriquées et terminées en une seule opération (réservoir sphérique, dérive d'avion...). Sinon, ces fixations sont rapportées lors de l'assemblage (rivets, vis) ou collées sur les surfaces (charnières).



Figure 38. Assemblage mécanique par rivet [Cog03] ou par collage

La seconde famille de surfaces concerne uniquement le pourtour des pièces. Les surfaces sont alors souvent libres, auquel cas l'opération de détourage a pour seul objectif l'élimination de l'excès de matériau provenant du procédé de mise en forme, afin de répondre aux spécifications dimensionnelles. Les exigences en termes d'état de surface sont alors très faibles.

Ces surfaces peuvent également participer à un assemblage de pièces, positionnées champ contre champ, ou champ contre surface (Figure 39). L'apport de résine et de renforts est alors effectué pour réaliser la jonction. Les champs ont donc un intérêt à ne pas être trop lisse afin de favoriser l'accroche de la résine.



Figure 39. Assemblage à double recouvrement [Cog03] ou par stratification en T [IRC11]

En conclusion, les surfaces à exigence élevée en termes de qualité sont uniquement les surfaces libres destinées à une application de type « peau ». Dans ce cas, les spécifications doivent être respectées suite aux opérations de préparation et de finition de surface. Les surfaces impliquant les procédés de détourage, objet de notre étude, imposent des exigences beaucoup moins fortes. Afin d'éviter des coûts de production importants dus à la définition de spécifications trop exigeantes, il est donc nécessaire de prendre en compte ces différentes fonctionnalités. C'est pourquoi des critères propres aux matériaux composites, et ayant des niveaux de tolérance plus larges, doivent être spécifiés.

b. Critiques des paramètres d'état de surface

Les surfaces usinées dans les matériaux composites sont souvent plus 'rugueuses' que celles obtenues dans les matériaux métalliques [Kop83] [Kon85] [Abr92]. Ces différences significatives sont principalement liées à leur hétérogénéité. L'état de surface est souvent qualifié à l'aide de R-paramètres, mesuré à l'aide de profilomètre tactile [Dav05] [Wan95a] [Ram99]. Cependant, les valeurs obtenues sont fortement dépendantes de la position et de la direction de palpage.



Figure 40. Définition de la position des zones de palpage

Nous avons réalisé des mesures sur des surfaces détourées par trois procédés différents : la découpe au jet d'eau abrasif, à l'aide d'un outil PCD et d'une fraise à concrétions diamantées. Des vitesses d'avance similaires ont été utilisées. Sur chacune des éprouvettes de CFRP stratifié, six mesures ont été effectuées sur chacune des trois zones considérées (Figure 40). Les zones 1 et 2 sont représentatives de l'état de surface dans la direction longitudinale (sens de l'avance), tandis que la zone 3 spécifie l'état de surface dans la direction transversale (épaisseur de la pièce).

Deux technologies de systèmes de mesures ont été utilisées (Figure 41). Des mesures tactiles ont été effectuées à l'aide d'un profilomètre équipé d'un cône en diamant de rayon 2.5 µm (*Taylor Hobson*); et des mesures optiques ont été réalisées à l'aide d'un microscope confocal (basé sur le principe de variation focale : *Alicona Infinite Focus*).



Figure 41. (a) Profilomètre tactile et (b) microscope confocal

Afin d'éviter les problèmes liés au filtrage des différents profils, seul le paramètre d'écart moyen arithmétique *Pa*, issu du profil primaire, a été comparé. Le Tableau 14 présente les résultats obtenus sur chacune des trois zones, en fonction du moyen de mesures et du procédé considéré.

		Jet d'eau			PCD			Fraise à concrétions			
en µm								diamantées			
		\overline{Pa}	ΔPa	σPa	\overline{Pa}	ΔPa	σPa	\overline{Pa}	ΔPa	σPa	
Tactile	Zone 1	6.65	0.15	0.06	3.23	0.10	0.04	2.63	0.10	0.04	
	Zone 2	17.81	0.30	0.11				5.25	0.08	0.04	
	Zone 3	15.18	0.20	0.10	6.31	0.66	0.32	22.38	0.20	0.10	
Optique	Zone 1	6.94	0.01	0.01	3.03	0.00	0.00	2.10	0.01	0.01	
	Zone 2	21.38	0.10	0.04	2.55	0.01	0.01	4.21	0.01	0.00	
	Zone 3	14.85	0.10	0.05	5.50	0.01	0.01	23.43	0.01	0.01	

Tableau 14. Etat de surface obtenu en fonction du procédé de fabrication (en µm)

Concernant la découpe que nous avons réalisée au jet d'eau abrasif, le paramètre Pa est beaucoup plus élevé dans la zone 2, proche de la sortie du jet, que dans la zone 1 proche de son entrée. Cela s'explique par la perte d'énergie du jet et du retard généré à la coupe qui crée des stries sur la partie basse de la pièce détourée (Figure 42a).



Figure 42. Surface générée par un jet d'eau abrasif, un outil PCD et une fraise à concrétions diamantées

Dans le cadre du détourage à l'aide d'un outil PCD, les valeurs et les variations de Pa dans la direction longitudinale, où l'orientation des fibres est constante sur un pli donné, sont relativement faibles. Elles sont représentatives de la hauteur entre les différentes fibres. Dans la direction transverse (zone 3), les mesures sont effectuées à travers plusieurs plis. Les valeurs obtenues sont alors plus importantes. Effectivement, les mécanismes de coupe sont distincts en fonction de l'orientation des fibres, ce qui génère une différence d'altitude entre les plis orientés différemment (Figure 42b). Le profil transverse obtenu illustre ce phénomène (Figure 43). Le facteur d'asymétrie Psk du profil primaire est fortement négatif. En effet, le profil est quasi-constant, excepté sur certaines zones où des vallées importantes sont relevées. Ces-dernières correspondent à la coupe de fibres à -45°, réputée comme difficile (cf. §1.4.1).



Figure 43. Profils primaires obtenus dans la zone de mesure n°3

Le profil obtenu à l'aide de la fraise à concrétions diamantées est plus accidenté, mais mieux équilibré puisque le facteur d'asymétrie associé est proche de 0 (Figure 43). L'amplitude est importante dans la direction transversale (Figure 42c), alors qu'elle est faible dans la direction longitudinale (Tableau 14). La géométrie de l'outil est responsable de ce phénomène, comme nous le verrons dans le chapitre suivant.

En conclusion, quel que soit le moyen utilisé, les résultats illustrent l'importance de la position et de la direction de mesures sur les valeurs obtenues (Tableau 14). Cette étude prouve que l'utilisation de paramètres linéiques pour décrire l'état de surface obtenue après l'usinage de pièces en matériaux composites est peu pertinente.

La Figure 43 montre également l'importance du choix de filtre à utiliser pour qualifier l'état de la surface. En fonction du procédé de fabrication, l'amplitude du profil est très différente. Dans le cas de l'utilisation de fraises à concrétions diamantées, les défauts du second ordre (ondulation) sont importants. La qualification du profil à l'aide de paramètres du troisième ordre (rugosité) est alors inadaptée. Au contraire, ils semblent utiles à la qualification de surface usinée par des outils PCD.

En ce qui concerne les moyens de mesures utilisés, le système optique s'avère plus répétable (Tableau 14), même si les données obtenues par le moyen tactile sont tout de même acceptables. Cependant, le moyen de mesures optique a un avantage certain : sa mise en œuvre est beaucoup plus simple et surtout plus précise. Il est effectivement aisé de choisir précisément l'endroit où doit être effectuée la mesure (meilleure répétabilité par rapport aux fibres), contrairement au moyen tactile où le moindre mouvement de pièces peut provoquer des modifications importantes sur les résultats obtenus.

c. Solutions

Les paramètres d'état de surface dépendent fortement de la position et de la direction de la mesure. C'est pourquoi il est pertinent, dans notre application, d'utiliser des paramètres d'état de surface surfaciques qui prennent en compte l'ensemble des directions de mesures [ISO25]. Certaines études consacrées aux matériaux métalliques utilisent déjà ces critères afin de qualifier les états de surface [Lav10].

Dans une première approche, nous avons retenu le paramètre d'écart moyen arithmétique de la surface considérée Sa. De plus, les paramètres de hauteur maximale de pic et profondeur maximale de creux, notés respectivement Sp et Sv, sont relevés. Même si ces derniers critères sont fortement affectés par des phénomènes locaux, ils peuvent fournir des informations complémentaires, permettant notamment de faciliter l'identification des problèmes d'intégrité matière. Pour cela, le moyen de mesure optique *Alicona* précédemment présenté, a été utilisé (Figure 41b).

Si les moyens de mesures à disposition ne permettent pas de déterminer les critères surfaciques, il est important de choisir correctement la position et la direction de mesure afin d'obtenir un résultat représentatif de la surface à qualifier. Comme nous l'avons montré dans l'étude précédente, ces paramètres doivent être choisis en fonction du procédé de détourage utilisé. Dans le cas de la découpe au jet d'eau, il sera pertinent de qualifier l'état de surface par une mesure dans la direction de l'avance, et dans la zone de sortie du jet. En ce qui concerne les surfaces détourées à l'aide d'outils tournants, on favorisera une mesure dans le sens perpendiculaire à la direction de l'avance de l'outil.

Dans le cadre de la qualification de procédé, des paramètres du troisième ordre seront utilisés pour décrire les surfaces générées par les outils PCD, tandis que des paramètres du second ordre seront utilisés pour décrire les surfaces générées par les fraises à concrétions diamantées. En ce qui concerne la spécification des surfaces, les paramètres choisis dépendront bien évidemment de la fonctionnalité des surfaces, et des études de tenue en service de la pièce, qui ne font pas l'objet de cette thèse.

2.4.2.2. Critères de coupe

L'approche définie précédemment pour optimiser la productivité implique la compréhension des phénomènes observés durant la coupe. L'objectif est de détecter d'éventuels phénomènes pouvant limiter l'amélioration de la productivité. Dans le cas d'opération de détourage à l'aide d'une broche, ces derniers sont identifiés à travers une analyse de l'énergie spécifique de coupe. Celle-ci est calculée à partir du modèle de puissance consommée par la broche :

$$P = Esp.a_e.a_p.f.N \tag{23}$$

Avec P la puissance de coupe (W), *Esp* l'énergie spécifique de coupe (W/mm³/min), a_p et a_e la profondeur et la largeur de passe (mm), f la vitesse d'avance par tour (mm/tr) et N la vitesse de rotation de la broche (tr/min). Ce modèle de coupe sera validé dans la suite de notre étude.

Dans une optique d'optimisation de la productivité, la broche peut apparaître comme un élément limitant, en raison des contraintes liées à sa vitesse de rotation et à sa puissance maximale. L'étude de la puissance doit donc être considérée afin de contrôler ses variations en fonction des valeurs des paramètres opératoires. Ainsi, la totalité du potentiel de la broche pourra être utilisée.

Les efforts sont également étudiés afin d'analyser plus précisément les phénomènes de coupe limitants. Effectivement, ils offrent une meilleure précision que le signal de puissance, particulièrement lorsque leurs niveaux sont faibles.

Les critères de qualité et les critères de coupe, nécessaires pour évaluer l'influence des paramètres opératoires sur la qualité et l'apparition des phénomènes de coupe limitants, sont maintenant définis. En ce qui concerne la qualité, huit critères dédiés à la description des défauts d'intégrité matière ont été déterminés (cf. §2.4.2.1.1). De même, trois critères surfaciques permettant d'évaluer l'état de la surface usinée ont été sélectionnés (cf. §2.4.2.1.2). Quant aux mécanismes de coupe, ils seront étudiés au travers de trois critères principaux : la puissance consommée par la broche, l'énergie spécifique de coupe et les efforts associés. Ainsi, la méthodologie proposée pour qualifier les procédés et construire des protocoles de mise en place d'outils, est totalement définie (Figure 36).

2.5. CONCLUSION

De nombreux procédés de parachèvement sont aujourd'hui disponibles pour parachever les pièces en matériaux composites. De part la multiplicité de ces derniers, il est aujourd'hui devenu difficile de choisir le procédé le plus adapté au parachèvement d'une pièce donnée. Un outil d'aide à la décision a donc été proposé afin d'aider l'utilisateur dans cette problématique complexe. Afin d'y répondre, une stratégie en quatre étapes a été proposée.

Afin d'aboutir à une solution potentiellement multi-procédés, nous avons choisi dans une première étape de découper la pièce en différentes entités géométriques. Puis, pour chacune d'entre elles, une analyse locale est réalisée afin de classer les procédés les plus adaptés à leur parachèvement, et d'écarter les procédés incompatibles. Afin de simplifier le problème d'optimisation globale, les entités géométriques ayant obtenu le même classement sont ensuite regroupées pour former de nouvelles entités de fabrication : c'est ce que l'on appelle l'analyse topologique. Finalement, une analyse globale est proposée pour considérer le problème dans sa globalité. Les changements d'outils, de posages, et les déplacements à vide nécessaires pour enchaîner la réalisation des entités sont ainsi intégrés. Deux méthodes d'analyse globale ont été envisagées : la méthode combinatoire et les algorithmes génétiques. La première a été proscrite en raison du nombre trop important de solutions à évaluer. Les principes de la seconde ont été complètement définis ; seule sa mise en place nécessite un développement ultérieur d'implémentation.

Nos travaux de recherche se sont plus particulièrement focalisés sur la mise en place de l'analyse locale puisqu'elle nécessite une expertise propre aux matériaux composites. Deux méthodes ont été développées : une méthode qualitative basée sur une analyse multicritères (HOQ) et une méthode quantitative (évaluation de fonctions). Suite à leur application sur une pièce test, la pertinence des éléments mis en place a été validée. Après avoir effectuée une analyse critique des conditions de mise en place et d'exploitation de ces deux solutions, la méthode qualitative a été écartée. En effet, elle présente des difficultés liées à la gestion des évolutions de la base de données procédés, mais également liées à la prise en compte des opérations 'transitoires' dans l'analyse globale (changements outils, posages...).

La méthode quantitative a donc été sélectionnée. Elle consiste à déterminer le temps et le coût de fabrication associés à chaque entité géométrique de la pièce, pour les différents procédés de parachèvement. Le critère qualité est, quant à lui, placé en amont du procédé de sélection. Le respect de la qualité est intégré lors du choix des conditions opératoires, effectué lors de l'analyse locale. Cette étape nécessite la mise en place d'une base de données procédés. Des protocoles de qualification d'outils permettant de l'alimenter doivent donc être définis. Pour cela, une méthodologie en trois étapes a été développée. Celle-ci repose sur l'analyse de l'influence des paramètres opératoires sur la qualité de la pièce usinée et sur les phénomènes de coupe limitants. Des critères pertinents permettant de les évaluer ont donc été définis : criticité et fréquence d'apparition des défauts d'intégrité matière, paramètres surfaciques d'état de surface, énergies spécifique de coupe...

La prochaine étape consiste maintenant à vérifier la viabilité de cette méthode. Pour cela, son application sur un procédé de parachèvement spécifique a été choisie. Il s'agit du détourage à l'aide de fraises à concrétions diamantées.

CHAPITRE 3

Fraises à concrétions diamantées

3.1. INTRODUCTION

Dans le chapitre précédent, une méthode globale a été proposée afin de déterminer le ou les procédés de parachèvement les plus adaptés à la réalisation d'une pièce donnée en matériaux composites. Cette méthode nécessite la mise en place d'une importante base de données concernant les procédés de fabrication. La pertinence des résultats repose sur la qualité et la richesse de cette base. C'est pourquoi il est primordial de la renseigner au juste nécessaire, mais avec des valeurs optimisées. Afin d'aider les utilisateurs à l'alimenter, des protocoles doivent être définis pour chaque procédé de fabrication envisagé. Une méthodologie en trois étapes permettant de les construire a été proposée dans le chapitre précédent : étude de l'influence des paramètres opératoires sur la qualité, détermination des phénomènes de coupe limitants, puis construction du protocole de détermination des conditions de coupe optimales.

L'objectif de ce nouveau chapitre consiste donc à appliquer cette méthodologie au procédé de détourage de matériaux composites avec des fraises à concrétions diamantées. Différentes explications justifient la sélection de cette technologie d'outils pour nos travaux. Leur faculté importante à résister à l'abrasion des composites à base de fibres de carbone leur assure une durée de vie élevée, à un coût relativement faible. De plus, ils permettent de minimiser les défauts d'intégrité matière réalisés usuellement par les outils à plaquettes. Malgré ces atouts incontestables, une seule étude réalisée par Colligan et al. [Col99] leur est consacrée. Elle se focalise sur les états de surfaces générées. Contrairement à d'autres procédés (cf. Chapitre 1), leurs performances, notamment en termes de productivité, n'ont pas été étudiées. C'est pour l'ensemble de ces raisons que ce procédé a été choisi afin de valider la faisabilité de notre méthodologie. Par la suite, des études similaires utilisant la démarche proposée pourront être effectuées pour les autres procédés de parachèvement.

Dans un premier temps, et conformément à la méthodologie générale précédemment proposée, l'influence des paramètres opératoires sur la qualité de la pièce usinée va être étudiée (intégrité de la matière, état de la surface usinée). Puis, dans une seconde partie, les différents phénomènes de coupe observés lors de l'usinage, et mis en avant par l'étude des variations de l'énergie spécifique de coupe, seront analysés. Ainsi, en se basant sur les différentes limitations du procédé observées, le domaine de définition de chacun des paramètres opératoires considérés sera déterminé. Enfin, à partir de l'ensemble des informations réunies, le protocole permettant la mise en place des outils à concrétions diamantées sera construit, en vue de remplir un double objectif : le respect de la qualité et l'optimisation de la productivité.

Pour débuter, les différents essais nécessaires à la construction de ce protocole vont être définis.

3.2. EXPERIMENTATIONS

3.2.1. DÉFINITION DU PROTOCOLE OPERATOIRE

3.2.1.1. Définition des outils

Tous les outils utilisés durant nos essais expérimentaux sont composés de diamants naturels. Ces-derniers sont fixés par électrodéposition sur un corps cylindrique en acier à l'aide d'un liant de nickel (Figure 44). Ce procédé consiste en une réaction d'oxydo-réduction qui a lieu entre le corps de l'outil plongé dans un bain (cathode) et une anode constituée de nickel. Durant cette réaction chimique, les diamants sont déposés sur le corps de l'outil à l'aide d'une spatule. Une fois diamanté, le corps de l'outil est ensuite placé dans un four et soumis à des cycles de températures.



Figure 44. Fabrication par électro-déposition des fraises à concrétions diamantées

De nombreux paramètres permettent de caractériser ce type d'outil. La taille des grains est le plus important d'entre eux. Beaucoup de granulométries sont disponibles auprès des fabricants. Ces-dernières sont définies selon la norme FEPA (Annexe 2). En ce qui concerne le détourage, des granulométries de l'ordre de 200 à 1200 µm sont utilisées (Figure 45). En raison du processus de fabrication, des limites existent cependant en fonction du diamètre de l'outil. Par exemple, le sertissage de grosses granulométries (type 852 µm) sur un petit diamètre (\mathcal{O} 12 mm) peut se révéler difficile. Il est important de noter que ces tailles de grains sont largement supérieures à celles utilisées sur les meules de rectification, qui se situent aux alentours de 50 µm.



Figure 45. Fraises à concrétions diamantées de granulométrie 427 à 1182 µm (gauche à droite)

Le taux de sertissage est un autre critère spécifique aux outils à concrétions diamantées. Il définit le pourcentage de la hauteur h du grain contenu dans le liant (Figure 46). Plus le niveau de sertissage est important, plus le grain est immergé dans le nickel (Figure 47), et est par conséquent correctement retenu



Figure 46. Paramétrage de la fraise à concrétions diamantées

La concentration de grains et le matériau du liant peuvent également être choisis. Cependant, en raison du procédé de fabrication des outils, les fabricants ont parfois des difficultés à gérer ces paramètres avec précision. Il est également important de noter que les fraises à concrétions diamantées sont caractérisées par des angles de coupe γ fortement négatifs et des angles de taillant β très importants (Figure 46).



Figure 47. Différents niveaux de sertissage : faible à gauche (D), élevé à droite (S)

Pour l'ensemble de nos expérimentations, quatre granulométries ont été testées, trois diamètres différents et deux taux de sertissage (Tableau 15).

N° outil	\emptyset (mm)	Granulométrie (µm)	Taux de sertissage (%)	Fabricant
1	16	427	50	Asahi
2	16	602	50	Asahi
3	16	852	50	Asahi
4	16	852	50	Asahi
5	16	1182	50	Asahi
6	25	852	50	Asahi
7	12	852	50	Asahi
8	16	852	50	AOB
9	16	852	65	AOB

Tableau 15. Définition des outils

Quant à l'aspect économique, une fraise à concrétions diamantées coûte aux environs de 150 euros, répartis par moitié entre le corps de l'outil et le diamantage. Une fois l'outil usé, les grains de diamants peuvent être ôtés, puis le corps à nouveau diamanté.

3.2.1.2. Définition des matériaux

Des plaques stratifiées de T800-M21 (*Hexcel*), de 9.1 mm d'épaisseur, ont été utilisées pour les différents essais. Elles sont constituées par superposition de 35 plis de carbone unidirectionnel, orientés dans quatre directions différentes. Des plis de -45° , 0° , 45° et 90° sont ainsi alternés selon la séquence de drapage définie dans le Tableau 16. La matrice utilisée est une résine époxy M21 de la famille des polymères thermodurcissables. Un pli de verre est également présent sur une des surfaces extérieures de la pièce.

Nombre de plis	35
Epaisseur d'un pli	0.26 mm
Pourcentage volumique de fibres	56.6%
Densité	1.58
Module traction / compression	172 GPa / 136 GPa (sens longitudinal)
Séquence de drapage	$(0^{\circ}/\text{-}45^{\circ}/90/90/45/90/90/45/0/\text{-}45/90/90/90/45/90/\text{-}45/90/45)2\mathrm{s}$

Tableau 16. Caractéristiques du matériau T800-M21

3.2.1.3. Dispositif expérimental

Les essais de détourage ont été effectués sur une MOCN composée de trois axes (*Huron KX30*), et équipée d'une broche *Kessler* de 40 kW dont la vitesse maximale de rotation est de 28000 tr/min. Une lubrification externe et interne à l'outil a été mise en œuvre. Des rainures pleine fraise d'une profondeur de 9.1 mm, correspondant à l'épaisseur de la pièce, ont été usinées. Le dispositif expérimental est présenté sur la figure ci-dessous.



Figure 48. Dispositif expérimental

Le montage d'usinage est monté sur une table dynamométrique (*9255B Kistler*) qui permet de récupérer les trois composantes des efforts de coupe. Une fréquence d'acquisition de 10kHz est utilisée. Une fois les efforts stabilisés, un filtre de type « moyenne glissante » est appliqué aux signaux afin d'obtenir une valeur moyenne. En parallèle, une mesure de la puissance électrique consommée par la broche est effectuée via un Wattpilote (*Digital Way*).

3.2.1.4. Description du scanning d'outils

Une application de scanning d'outils *ToolScann* a été développée par l'IRCCyN. Cettedernière a été initiée dans le cadre du projet UGV Aluminium Composite [UGV10] et continue actuellement d'être perfectionnée. Cet outil permet notamment de reconstruire la géométrie de l'outil et de la caractériser par divers indices. Il est ainsi possible de comparer différents outils et de suivre leur évolution au cours de leur d'utilisation.

La première étape de la procédure consiste à scanner l'outil grâce à un laser (Figure 49a). Ce dernier est monté dans une broche, puis animé d'un mouvement de rotation et de translation combiné. Le modèle numérique de l'outil est ainsi obtenu avec un maillage de 0.05 mm et une précision de quelques centièmes de mm (Figure 49b).

Durant notre étude, nous avons été amenés à utiliser ce système de scanning, mais également à développer de nouveaux indices. Ces derniers permettent notamment de qualifier la géométrie des fraises à concrétions diamantées (répartition du liant et des grains, détermination des angles de coupe...), et d'identifier les grains participant à la coupe en fonction de l'avance.



Figure 49. (a) Dispositif de scanning d'outils à concrétions diamantées(b) Reconstruction numérique de la géométrie de l'outil

Précisons alors les termes de *point usinant* et de *grain usinant*. Les *points usinants* correspondent aux points scannés qui participent à la coupe. Ces-derniers permettront par la suite d'expliquer l'impact de la géométrie de l'outil sur la qualité de la surface obtenue (cf. §3.3.2). Afin de les identifier, l'usinage d'une rainure totale ou partielle est simulé avec le modèle numérique de l'outil. A chaque pas de discrétisation (correspondant au maillage du scanning), l'outil avance et tourne simultanément, ce qui modifie la frontière de la pièce ainsi usinée. Les points situés sur la génératrice de l'outil à $\varphi = \varphi_s^*$ (Figure 50) et participant à la modification de cette frontière sont alors repérés. Effectivement, même si les grains ne participent pas à la coupe durant la durée totale de leur engagement, ils travailleront obligatoirement à la position angulaire φ_s^* , où l'épaisseur du copeau est maximale.



Figure 50. Paramétrage fraise à concrétions diamantées

Le nombre de points usinants varie donc en fonction de la géométrie de l'outil et de sa vitesse d'avance. L'ensemble de ces points constitue le *profil usinant* de l'outil, sur la hauteur de l'outil considérée (Figure 51 et Figure 52 : courbes rouges). Les deux figures suivantes illustrent le principe d'identification de ces points.



Figure 51. (a) Identification des grains usinant, Outil n°5 à f=0.1 mm/tr (b) Zoom sur le grain usinant



Figure 52. Identification des grains usinants, Outil n°5 à f=0.5 mm/tr (a) Zoom sur deux des grains usinants (b et c)

Le terme de grain usinant fait lui intervenir une notion de regroupement de points. Prenons l'exemple d'un scanning d'outil effectué sur une hauteur totale de 9 mm. En raison du maillage du scanning effectué, l'outil est discrétisé en 180 tranches. Sur chacune d'elle, et pour chaque front montant du profil usinant, un nouveau grain est comptabilisé. En fonction du positionnement et de la répartition des grains, les résultats sur chaque tranche sont donc plus ou moins différents. Les indices présentés dans ce manuscrit sont représentatifs de la valeur moyenne obtenue sur l'ensemble de ces tranches, sur un tour d'outil. Par la suite, seule cette notion de grain sera étudiée afin d'éviter les problèmes de normalisation liés au scanning d'outils de diamètres différents (fréquence d'acquisition...).

Des indices complémentaires seront présentés au cours de l'étude afin d'apporter des explications sur les résultats observés.

3.2.2. DEMARCHE DE CONSTRUCTION DES PLANS D'EXPERIENCES

Afin de déterminer l'influence des paramètres du procédé sur la qualité de la surface usinée et sur les mécanismes de coupe, différentes expérimentations ont été réalisées. Une approche basée sur des plans factoriels a été choisie afin d'organiser au mieux les essais, d'intégrer les intéractions entre les différents facteurs et de diminuer l'erreur commise sur la détermination des résultats. Dans un premier temps, un bref rappel sur la terminologie associée aux plans d'expériences est effectué. Puis, les objectifs de ces plans sont clairement définis. Ensuite, les réponses et les facteurs étudiés sont présentés. Finalement, le choix de la nature des plans et leur construction sont expliqués.

3.2.2.1. Terminologie associée aux plans d'expériences

Les *facteurs* sont les paramètres que l'on fait varier au cours des expérimentations. Chaque facteur peut alors prendre différentes valeurs que l'on appelle *niveaux* ou *modalités*. Dans le cadre de nos expérimentations, des facteurs à 2, 3 ou 4 niveaux sont utilisés. Par exemple, le facteur granulométrie est étudié à travers 4 niveaux différents {427, 602, 852, 1182}. Un *plan d'expériences* est une liste ordonnée d'essais qui font intervenir les différents facteurs et les niveaux qui leur sont associés. Après avoir choisi un système de *codage*, chacun des essais est formalisé puis regroupé dans une *matrice d'expérimentations* (Annexe 3).

L'influence des différents facteurs, appelé *effets*, est alors mesurée sur les *réponses* qui correspondent aux grandeurs que l'on souhaite observées (présence de délaminage, rugosité, efforts...). L'effet d'un facteur à un niveau i est alors défini par la différence entre la moyenne des réponses pour lesquelles le facteur est au niveau i et la moyenne générale des réponses

(Figure 53). Les plans factoriels permettent également de déterminer les *intéractions d'ordre* n entre les différents facteurs. Prenons l'exemple d'un plan factoriel à 2 facteurs A et B, ayant respectivement 3 et 2 niveaux. L'intéraction entre A et B est nulle si graphiquement les courbes Y=fct (Niveau A) sont parallèles, quel que soit le niveau de B (Figure 53).



Figure 53. Illustration de l'effet de A (à gauche) et de l'intéraction entre A et B (à droite) pour un plan à deux facteurs A (3 niveaux) et B (2 niveaux).

Afin de dépouiller les plans et ainsi déterminer l'ensemble des effets et des intéractions des facteurs de notre système, une *méthode matricielle* a été utilisée (Annexe 3). Puis, une *analyse de la variance* a été réalisée pour déterminer la significativité des facteurs. Son principe est basé sur la décomposition de la variance en deux parties : la *variance intra-échantillon* (variance associée aux différents niveaux d'un facteur, ou d'une intéraction), et la *variance inter-échantillon* (variance du système global). Le rapport entre ces deux variances, pour un facteur ou une intéraction fixé, est calculé puis comparé à une valeur théorique Fi issue de la loi de Fisher. Si le rapport obtenu est plus important que la valeur Fi, alors le facteur est considéré *significatif.* Cette valeur théorique dépend du *niveau de confiance a* que l'on associe à la réponse. Dans notre étude, nous avons choisi un coefficient α de 95%. Ceci sous-entend que les réponses étudiées sont réparties suivant une loi normale.

3.2.2.2. Objectifs des plans d'expériences mis en place

L'objectif de ce chapitre est de mettre en place un protocole permettant de qualifier le procédé de détourage à l'aide de fraises à concrétions diamantées. D'une part, ce dernier doit permettre de déterminer les limites d'utilisation associées à cette technologie d'outils en fonction de l'application considérée. D'autre part, il doit permettre de définir les paramètres opératoires optimaux qui lui sont associés, de sortes à maximiser la productivité, tout en respectant la qualité requise par le cahier des charges. Ainsi, l'expert méthode pourra alimenter sa propre base de données grâce à ce protocole. Une méthodologie a été mise en place afin d'atteindre cet objectif (cf. §2.4.1). Les plans d'expériences (PE) interviennent dans la réalisation des deux premières étapes de cette méthodologie. Leurs objectifs sont donc clairs (Figure 54) :

- Objectif 1 : déterminer l'évolution de la qualité (*réponses du système*) en fonction des paramètres outils et des conditions de coupe utilisés (*facteurs d'entrée du système*),
- Objectif 2 : déterminer au travers des paramètres *Esp* et *F*, l'influence de ces mêmes facteurs sur la coupe, et identifier de possibles limites du procédé.



Figure 54. Objectifs associés aux plans d'expériences

3.2.2.3. Réponses étudiées

Les réponses associées aux plans d'expériences mis en place concernent deux types de critères : ceux dédiés à l'étude de la qualité, et ceux dédiés à l'identification et à la compréhension des phénomènes de coupe limitants.

L'influence des paramètres du procédé sur ce deuxième critère est étudiée à travers trois réponses différentes : F (la résultante des efforts de coupe), P (la puissance broche consommée), et *Esp* (l'énergie spécifique de coupe) (cf. §2.4.2.2). Dans le cadre de détourage à l'aide de fraises à concrétions diamantées, le critère d'effort moyen résultant, calculé à partir des efforts d'avance $F_{\mathcal{L}}$ et des efforts normaux F_{μ} , a été retenu :

$$F = \sqrt{F_f^2 + F_n^2}$$
 (24)

Effectivement, malgré l'utilisation d'outils de référence identique, la signature des efforts peut être très différente, en raison de la répartition aléatoire des grains autour de l'outil. Ce phénomène sera illustré et expliqué dans la suite de notre étude (cf. §4.8). C'est pourquoi nous nous sommes ramenés à une valeur moyenne de la résultante.

En ce qui concerne les critères dédiés à l'étude de la qualité, deux catégories ont été distinguées (cf. §2.4.2.1) : l'intégrité de la matière et l'état de surface.

Des inspections visuelles ont été réalisées pour détecter les défauts d'intégrité matière de Type I et de Type II. Un microscope confocal a été utilisé afin de qualifier les caractéristiques géométriques de ces délaminages (Figure 37 : Di_{int} , Di_{ext} , Li_{int} , Li_{ext}). Les réponses étudiées correspondent à ces différents indices.

Pour les mesures liées à l'état de surface, il a été montré que les critères surfaciques étaient les plus adaptés. Les réponses étudiées concernent donc les paramètres définis précédemment comme étant les plus pertinents : Sa (l'écart moyen arithmétique de la surface), Sp (la hauteur maximale de pic) et Sv (la profondeur maximale de creux). Une seconde étude sera menée de front afin de démontrer que les résultats obtenus avec les paramètres d'ondulation correspondants (Wa, Wp et Wv), mesurés dans la direction perpendiculaire à l'avance, mènent à des conclusions identiques, et ce conformément aux préconisations stipulées précédemment (cf. §2.4.2.1.2).

Les mesures des paramètres d'états de surface ont été réalisées à l'aide d'un microscope confocal (Figure 41b). Des zones de 2.8x8mm, orientées transversalement, ont été utilisées pour réaliser les mesures (Figure 40 : Zone 3). Afin d'éviter les effets de bords liés aux éventuels défauts de surfaces, les mesures ont été prises sur le champ de la pièce en se décalant de 1 mm en-dessous de la surface supérieure et au-dessus de la surface inférieure. De plus, trois mesures ont été effectuées sur chaque échantillon et pour chacune des réponses étudiées afin de vérifier la répétabilité des résultats. La valeur moyenne est ensuite analysée.

Comme nous l'avons souligné précédemment, il est important de choisir correctement le filtre à utiliser afin d'obtenir des critères représentatifs de la surface à qualifier (cf. §2.4.2). Dans le cas des fraises à concrétions diamantées, il est important de mesurer les défauts du second ordre (ondulation), qui sont prédominants devant les défauts du troisième ordre (rugosité) (Figure 55).



Figure 55. Influence du filtre sur les différents profils

C'est pourquoi un filtre surfacique, avec une longueur de coupe de 80 µm, a été utilisé. Cette valeur correspond à un quart de l'épaisseur d'un pli, ce qui en assure une bonne description.

3.2.2.4. Choix des facteurs et du type de plans

Deux types de facteurs d'entrée ont été définis : les paramètres outils et les conditions de coupe (Figure 56). En ce qui concerne les paramètres outils, trois facteurs principaux ont été sélectionnés :

- \bullet la granulométrie : G
- \clubsuit le diamètre : \mathscr{O}
- \bullet le taux de sertissage : T

Les autres paramètres outils sont considérés comme fixes durant l'étude. Les conditions de coupe sont étudiées à travers les facteurs suivants :

- l'avance par tour : f
- \bullet la vitesse de coupe : Vc
- Φ le mode d'usinage : M
- l'orientation des fibres : O

L'influence de la plupart des facteurs est étudiée à la fois sur la qualité (Objectif 1) et sur les phénomènes de coupe (Objectif 2). Quant au mode d'usinage et à l'orientation des fibres, ils ne sont considérés que dans l'étude liée à la qualité (Figure 56).



Figure 56. Définition des facteurs et des réponses des plans d'expérience

Un chapitre spécifique sera réservé à l'étude du lien entre l'orientation des fibres et les mécanismes de coupe (cf. Chapitre 4). C'est pourquoi deux plans d'expériences différents (*PE1* et *PE2* : l'un englobant l'autre) sont définis. Leur dépouillement se base cependant sur les mêmes expérimentations. Effectivement, deux échantillons à qualifier sont simultanément obtenus pour chaque rainure usinée (côté 'opposition' et côté 'avalant').

Le nombre de facteurs à étudier est important. De plus, le nombre de niveaux qui leur sont associés est relativement élevé, puisque nous souhaitons effectuer une étude représentative de conditions industrielles de production : il est donc nécessaire de couvrir correctement les larges plages de variations envisagées. Pour finir, l'étude des intéractions entre les différents facteurs est souhaitée, afin de comprendre l'ensemble des phénomènes qui régissent la coupe, sans mettre de côté des phénomènes qui s'avéreraient limitants.

La réalisation de deux plans complets, destinés à atteindre les deux objectifs précédemment fixés, et mettant en œuvre l'ensemble des facteurs, n'est pas envisageable en raison du nombre trop important d'essais à réaliser. De plus, de nombreuses combinaisons de facteurs mènent à des impossibilités techniques. Ces dernières sont liées notamment à la définition de géométries d'outils non réalisables, en raison de limitations liées à leur procédé de fabrication (cf. §3.2.1.1), ou à des incompatibilités entre les outils et leur domaine d'utilisation (limitations technologiques). C'est pourquoi la mise en place de plans fractionnaires paraît également difficile. Nous avons donc décidé de découpler notre problème initial en quatre parties, menant à quatre séries d'expérimentations différentes (SI à S4). Leurs objectifs respectifs sont identiques au problème global défini précédemment, mais les facteurs d'entrée et leur domaine de définition sont différents. Ainsi, les combinaisons problématiques, liées aux contraintes techniques associées aux fraises à concrétions diamantées, sont évitées.

3.2.2.5. Construction des plans d'expériences

Pour chacun des plans factoriels complets envisagés, le domaine de variation des facteurs et leur nombre de niveaux respectifs doivent être déterminés : ces plages de définition sont représentatives des conditions de coupe que l'on retrouve dans l'industrie. Ensuite, le nombre de degrés de liberté *ddl* doit être déterminé et l'orthogonalité des plans doit être vérifiée. Cette propriété est assurée si, à chaque niveau d'un facteur, tous les niveaux des autres facteurs y sont associés le même nombre de fois. Ainsi, les résultats obtenus ne sont pas biaisés. Cette propriété assure un maximum de robustesse aux résultats puisque les effets des facteurs sont ainsi étudiés indépendamment les uns des autres. Finalement, on pourra conclure sur le nombre d'essais à réaliser.

Série d'essais 1 :

Dans la première série d'essais (*S1*), trois ou quatre facteurs sont testés en fonction de l'objectif considéré (cf. partie ci-dessus): le diamètre de l'outil, l'avance par tour, la vitesse de coupe et le mode d'usinage (Tableau 17). Ce plan a été construit de sorte à tester une large étendue de vitesse de coupe, permettant d'atteindre la vitesse de rotation maximale de la broche. La granulométrie n'intervient pas dans ce plan puisque la combinaison d'essais à faible diamètre et forte granulométrie mène à la définition d'outils non réalisables. Ces deux facteurs ont donc été découplés.

N° PE	Facteur	Unités	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3	Niveau 4	Niveau 5	Niveau 6
S1-PE1	\emptyset_1	mm	12	16				
-PE2	f_1	$\mathrm{mm/tr}$	0.23	0.36	0.5			
	Vc_1	m/min	400	600	800	1000		
	M_1		avalant	opposition				
S2-PE1	G_2	μm	427	602				
-PE2	f_2	$\mathrm{mm/tr}$	0.03	0.1	0.16	0.23		
	Vc_2	m/min	1000	1400				
	M_2		avalant	opposition				
S3-PE1	G_3	μm	852	1182				
-PE2	f_3	$\mathrm{mm/tr}$	0.1	0.23	0.36	0.5		
	Vc_3	m/min	1000	1400				
	M_3		avalant	opposition				
S4-PE1	G_4	μm	852	1182				
	\mathbf{f}_4	$\mathrm{mm/tr}$	0.23	0.36				
	M_4		avalant	opposition				
	O_4	degré	-45	-30	0	45	60	90

Tableau 17. Définition des niveaux des facteurs pour les sept plans d'expériences

Déterminons maintenant les degrés de liberté ddl associés à ces deux plans (S1-PE1 et S1-PE2). Pour rappel, le ddl associé à chaque facteur est égale à son nombre de modalités moins 1, et celui associé à chaque intéraction est égal au produit des ddl des facteurs mis en jeu. Toutes les intéractions d'ordre supérieur à trois sont supposées nulles. Seules les intéractions d'ordre 2 sont prises en compte. Les ddl associés aux modèles ainsi fixés (Eq. 25) sont donc de 25 pour le modèle associé au plan 1 (PE1 : qualité) et de 18 pour le modèle associé au plan 2 (PE2 : phénomène de coupe).

S1-PE1 (Objectif 1) :

$\int Y =$	<i>a</i> ₀ +	- <i>a</i> ₁ .Ø +	- <i>a</i> ₂ . <i>f</i> +	$a_3.V+$	$a_4.M +$	$a_5.\emptyset.f +$	$a_6.\emptyset.V$ +	$a_7.\emptyset.M$	+ <i>a</i> ₈ . <i>f</i> . <i>V</i> +	$+a_9.f.M$	+ a ₁₀ .V.M	
{ niv		2	3	4	2	6	8	4	12	6	8	
ddl	1	1	2	3	1	2	3	1	6	2	3	
S1-PE	2 (0	bjectif	2) :								(25))
$\left[Y\right] =$	<i>b</i> ₀ +	- <i>b</i> ₁ .Ø -	+ <i>b</i> ₂ . <i>f</i> +	+ <i>b</i> ₃ . <i>V</i> +	$+b_4.\emptyset.f$	+ $b_5.\emptyset.V$	$r + b_6.f.V$	7				
{ niv		2	3	4	6	8	12					
ddl	1	1	2	3	2	3	6					
Le PPCM du produit du nombre de niveaux de tous les effets et intéractions prises deux à deux, est un facteur primordial pour déterminer si un plan vérifie la propriété d'orthogonalité. Pour la valider, le nombre d'essais doit être multiple de ce PPCM. Un exemple de calcul est présenté sur la Figure 57. Le formalisme défini par Pillet a été utilisé [Pil97]. Finalement, les PPCM associés aux modèles définis ci-dessus sont respectivement égaux à 48 (PE1) et 24 (PE2).



Figure 57. Calcul du PPCM associé au modèle du PE2 (objectif 2)

Deux échantillons peuvent être qualifiés en termes de qualité pour chaque rainure usinée (côté opposition et avalant). Conséquemment, le nombre d'essais à réaliser pour valider la propriété d'orthogonalité du plan *PE1* est égal à la moitié de son PPCM.

Etant donné que les degrés de liberté des modèles fixés (Eq. 25) sont inférieurs à leur PPCM respectif, le nombre d'essais à réaliser afin de déterminer l'ensemble des constantes des modèles, et de vérifier l'orthogonalité des systèmes, est de 24.

Séries d'essais 2 et 3 :

Dans la seconde et la troisième série d'essais (S2 et S3), trois ou quatre facteurs sont testés, en fonction de l'objectif fixé : la granulométrie, l'avance par tour, la vitesse de coupe et le mode d'usinage. Ces deux séries diffèrent par la définition des niveaux associés aux différents facteurs (Tableau 17).



Figure 58. Domaine d'utilisation des fraises à concrétions diamantées

C'est pourquoi leurs analyses sont découplées en quatre plans d'expériences (un pour chaque série d'essais et pour chaque objectif). Ces séries d'essais sont séparées en raison des contraintes technologiques associées aux domaines d'utilisation des outils (Figure 58). En effet, les faibles granulométries n'autorisent pas la mise en œuvre de niveau élevé d'avance par tour.

Suite à une étude similaire à celle réalisée pour la série d'essais 1, 16 essais doivent être réalisés pour chacune des deux séries, afin de déterminer l'ensemble des constantes du modèle (intégration des intéractions d'ordre 2).

Séries d'essais 4 :

Dans la quatrième série d'essais (*S4*), l'influence de quatre facteurs est étudiée : la granulométrie, l'avance par tour, le mode d'usinage et l'orientation des fibres (Tableau 17). Cette série concerne uniquement l'objectif 1 de notre problème global de départ (Figure 54 : qualité). En effet, un chapitre spécifique est dédié à l'influence de l'orientation des fibres sur les mécanismes de coupe (cf. Chapitre 4).

Vingt-quatre essais doivent être effectués afin de déterminer l'ensemble des constantes du modèle, intéraction d'ordre 2 comprise (deux échantillons à qualifier par essais).

Ensemble des séries d'essais :

Le nombre d'essais total effectués pour répondre aux objectifs initiaux est de 80 (S1 à S4). À titre indicatif, la réalisation d'un plan factoriel complet unique avec les niveaux des facteurs que nous avons fixés, nous aurait amenés à la réalisation d'un plan de 1440 expériences.

En parallèle de ces séries d'essais menant finalement à l'analyse de sept plans factoriels complets, quelques essais complémentaires ont été menés. Ces-derniers n'ont pas été intégrés aux plans précédemment cités afin d'éviter l'explosion du nombre d'essais. Quatre essais permettant de tester un diamètre supplémentaire, et quatre essais permettant d'étudier l'influence du taux de sertissage, ont donc été ajoutés (Tableau 15).

Les différentes expérimentations à effectuer pour construire le protocole associé aux fraises à concrétions diamantées sont maintenant définies. La première étape de la méthodologie destinée à cette construction peut donc commencer : l'étude de la qualité de la surface usinée.

3.3. ANALYSE DE LA QUALITE DE LA PIECE

Cette étape concerne spécifiquement l'étude de la qualité de la surface usinée. C'est pourquoi seuls les plans d'expériences permettant de répondre à l'objectif 1 seront considérés (Figure 56). Comme défini précédemment, nous étudierons dans un premier temps l'influence des paramètres outils et des conditions de coupe sur l'intégrité de la matière. Puis, leurs limitations respectives seront déterminées. Enfin, l'état de surface sera considéré (cf. §3.3.2). Son lien avec l'état de l'outil sera également souligné.

3.3.1. Intégrité matière

Dans les trois premières séries d'essais (S1 à S3), aucun défaut d'intégrité matière n'a été constaté : aucun délaminage de Type I ou II, que ce soit en surface ou au cœur de la pièce. Il en est de même pour les dégradations thermiques de la matrice. Il est important de noter que durant ces essais, toutes les rainures ont été usinées suivant la même orientation du fibrage : pli extérieur à $\psi=0^{\circ}$ (cf. Figure 50).

Dans la quatrième série d'essais, aucune dégradation de la matrice, ni de délaminage au cœur de la matière n'ont été noté. Cependant, et contrairement aux trois premières séries d'essais, des défauts de délaminage (Type I et II) ont été constatés sur les plis extérieurs de la pièce, uniquement sur la face ne possédant pas de pli de verre (Figure 59). Les plis extérieurs sont en effet les plus propices à l'apparition de phénomène de délaminage puisqu'ils ne sont pas retenus par les plis adjacents, comme le sont ceux situés à l'intérieur de la pièce. Cependant, ces défauts restent de faible dimensions, et n'impliquent pas la mise au rebus de la pièce. Le pli de verre, non sujet au délaminage, évite ces défauts en retenant la couche supérieure de carbone.



Figure 59. Répartition des délaminages de Type I et II en fonction de l'orientation des fibres et du mode d'usinage (S4)

Les défauts de Type I (écaillage des plis) ont été qualifiés en longueur (Ll_{ext}) et en profondeur (Dl_{ext}) , conformément au protocole défini précédemment (cf. §2.4.2.1). Les analyses de la variance associées à ces deux critères ont été réalisées (cf. Annexe 4). Les effets de l'avance et de l'orientation des fibres sur la largeur des défauts sont significatifs avec des contributions respectives de 5.9% et 22.8% (Annexe 4 : Tableau 45). Le mode d'usinage et l'orientation sont significatives sur leur profondeur avec des contributions de 13.5% et 25.4% (Tableau 46). Quant à la granulométrie, elle n'a aucun impact sur l'apparition de ces défauts.

Plus l'avance par tour est élevée, et plus les défauts créés sont nombreux et de dimensions importantes (Annexe 4 : Figure 138b, Figure 140b). Sa contribution reste tout de même faible (inférieure à 6%). L'usinage en avalant favorise également la création de défaut de Type I (Figure 59, Annexe 4 : Figure 138d, Figure 140d). La surface usinée se trouve alors du côté de la sortie matière, où l'outil est le plus chargé (évacuation des copeaux). Quant à l'orientation des fibres, un constat clair peut être établi : les orientations positives sont favorables à la création d'écaillage (Figure 59). Dans ces configurations, l'outil a tendance à soulever les fibres au lieu de les couper (Figure 60a). Plus les angles sont importants, et plus les défauts sont nombreux et de dimensions élevées (Annexe 4 : Figure 138c, Figure 140c).



Figure 60. Illustration (a) de fibres soulevées et (b) de fibres couchées

De même que pour les défauts de Type I, les défauts de Type II (plis non coupés francs) ont été qualifiés en longueur $(L2_{ext})$ et en hauteur $(D2_{ext})$ (cf. Annexe 4). Les analyses de la variance associées à ces deux critères montrent qu'aucun facteur n'est significatif. L'apparition de ces défauts semble, tout de même, être favorisée par les orientations négatives des fibres (Figure 59). L'outil a alors tendance à coucher les fibres au lieu de les couper (Figure 60b).

Des défauts de largeurs importantes sont parfois observés : ceci s'explique essentiellement par la présence de multiples défauts de faibles dimensions. De plus, leur profondeur ou leur hauteur sont toujours faibles. Ils entrent donc dans la catégorie des défauts de fabrication acceptables pour les industriels. Dans le cas de l'usinage à l'aide d'outils à dents, l'apparition de ces défauts, de dimensions bien plus importantes, est favorisée par certaines orientations de fibres. Ces derniers sont, la plupart du temps, causés par les efforts axiaux générés durant la coupe, et engendrés par l'angle d'hélice des outils. Dans le cas des fraises à concrétions diamantées, cette composante des efforts est très faible durant l'usinage (de l'ordre de 20 à 40 N) en raison de leur géométrie spécifique.

Dans le chapitre suivant, un modèle de prédiction des d'efforts de coupe est proposé. Une autre série d'essais (24 rainures), mettant en œuvre des orientations de fibres différentes, a ainsi été réalisée (cf. Chapitre 4). Afin de valider les résultats obtenus dans une autre variante de matériau, une analyse rapide et binaire de la présence de défauts a été effectuée (Type I, II et mixte, c'est-à-dire combinant Type I et II). Les résultats confirment ceux obtenus précédemment (Figure 61). Les défauts de Type I (écaillage) apparaissent préférentiellement pour des orientations de fibres positives (soulèvement des fibres) et les défauts de Type II pour les orientations négatives (fibres couchées) (Figure 60).



Figure 61. Répartition des délaminages de Type I et II en fonction de l'orientation des fibres et du mode d'usinage (essais associés aux modèles d'efforts)

Quelques remarques peuvent être effectuées suite à cette nouvelle série d'essais. En raison de la gestion des plaques et de la configuration des essais, des rainures entrecoupées ont été usinées. Elles font apparaître des 'zones transitoires' aux géométries anguleuses (Figure 62). Des défauts importants de délaminage sont alors constatés sur les plis extérieurs, incluant la face protégée habituellement par un pli de verre. Effectivement, lors de la réalisation de la seconde rainure, la quantité de matière maintenant les plis extérieurs devient trop faible au niveau de la pointe de matière restante. Un arrachement peut alors se produire sur les plis extérieurs (1 à 2 mm).



Figure 62. Délaminage extérieur matière de Type I

Pour des raisons identiques, des délaminages de Type II, situés sur les plis internes, ont également été observés. La Figure 63 illustre ce phénomène. Une première rainure à 0° a été usinée : aucun défaut n'a été constaté sur la face 1 de l'éprouvette générée en opposition. Lors de l'usinage de la seconde rainure à 45°, des plis non coupés francs sont apparus sur la face 2 (coté 'avalant'). Les fibres de carbone alors mises à nu sont celles orientées à -45° par rapport à la direction d'avance (orientées à 0° lors de l'usinage de la face 1). A l'extrémité de l'éprouvette, aucun pli voisin ne peut les retenir : elles se sont donc couchées au passage de l'outil au lieu de se faire couper. Une fois la zone transitoire passée (quelques mm), ce défaut disparaît. Néanmoins, l'étude transitoire est une perspective intéressante de ces travaux.



Figure 63. Délaminage de Type II intérieur matière

En conclusion, les fraises à concrétions diamantées sont des outils intéressants pour préserver l'intégrité de la matière. En effet, aucun défaut lié à une dégradation thermique de la matrice n'a été constaté. Seuls des défauts de délaminage extérieur matière ont été créés. Etant donné leurs très faibles dimensions, ces derniers n'impliqueraient pas une mise au rebut de la pièce dans le cadre d'une production industrielle aéronautique. Certaines reprises élémentaires et manuelles de ponçage peuvent parfois être utiles pour les plus importantes d'entre-elles.

En ce qui concerne les facteurs influents, seuls la vitesse d'avance, le mode d'usinage et l'orientation des fibres semblent significatifs. Les fortes avances augmentent le risque d'apparition de délaminage. Les orientations positives des plis extérieurs favorisent l'apparition de défaut de Type I tandis que les orientations négatives favorisent la création de défauts de Type II. Maintenant que l'influence des paramètres opératoires sur l'intégrité de la matière a été déterminée, il est nécessaire d'étudier leur impact sur l'état de la surface usinée.

3.3.2. Etablissement du lien entre la géométrie de l'outil et l'état de la surface

Les influences de deux paramètres outils (diamètre et granulométrie) et de quatre paramètres opératoires (avance par tour, vitesse de coupe, mode d'usinage et orientation des fibres) sont étudiées sur l'état de la surface usinée. Leurs niveaux respectifs sont rappelés dans le Tableau 17. Six réponses sont considérées : trois d'entre-elles concernent des critères surfaciques d'état de surface (l'écart moyen arithmétique de la surface Sa, la hauteur maximale de pic de la surface Sp, la profondeur maximale de creux de la surface Sv), les trois autres étant ciblées sur des critères équivalents associés au profil d'ondulation (Wa, Wp, Wv). L'étude de ces différents critères mène à des conclusions similaires. C'est pourquoi seule l'étude associée au critère Sa sera détaillée dans le rapport. L'ensemble des résultats associés aux six critères (ANOVA, graphes des effets et des intéractions) est présenté à l'Annexe 5.

Les ANOVA effectuées sur les différents plans d'expériences montrent que l'effet de la vitesse de coupe sur l'état de surface n'est pas significatif (Annexe 5 : Tableau 49, Figure 146c à Figure 148c). En ce qui concerne ses intéractions, seule celle avec la vitesse d'avance est significative. Cependant, son niveau de contribution reste faible (inférieur à 6%). C'est pourquoi elle n'est pas considérée comme un facteur essentiel pour maîtriser l'état de la surface (Figure 64a). Des précautions doivent tout de même être prises afin de vérifier que la température de transition vitreuse T_g n'est pas atteinte durant l'usinage, pour éviter toute dégradation thermique de la matrice.



Figure 64. Influence des facteurs d'entrée sur le critère d'état de surface Sa

En ce qui concerne le mode d'usinage, les différentes ANOVA menées sur les plans d'expériences montrent que son effet est non significatif (Figure 64b). Seuls les plans associés aux séries d'essais S1 et S4 considèrent cette influence, avec des contributions aux variations de l'état de la surface usinée très faibles sur le domaine étudié (inférieur à 1.6%, Annexe 5 : Figure 146d à Figure 149d). Ses intéractions avec les autres facteurs sont également négligeables. En effet, les seules intéractions significatives sont celles avec le diamètre (S1-PE1) et la granulométrie (S4-PE1), avec des contributions respectives inférieures à 2.8%. Contrairement aux études déjà effectuées dans le domaine de l'usinage des CFRP à l'aide d'outils en carbure et en PCD (cf. §1.2.1.1), le mode d'usinage peut donc être choisi indifféremment, compte tenu qu'aucune tendance concernant son influence sur l'état de la surface ne peut être clairement établie.

L'influence de l'orientation des fibres est ici difficile à analyser puisque les mesures ont été effectuées dans une direction perpendiculaire à la vitesse d'avance (cf. §3.2.2.3). Ainsi, pour chaque essai d'usinage, ces mesures mixent l'influence de plusieurs orientations de fibres (quatre pour le matériau étudié). On détermine donc l'influence d'une séquence de drapage donnée sur l'état de surface, et non l'influence de l'orientation des fibres, considérées indépendamment les unes des autres. Les résultats obtenus sont donc difficiles à analyser et peu représentatifs.

Contrairement aux paramètres opératoires cités précédemment, l'influence de la granulométrie est prépondérante sur l'état de la surface usinée (Annexe 5 : Tableau 49, Figure 147b, Figure 148b, Figure 149a). Quand la taille des grains augmente, la rugosité est fortement accrue (Figure 64). Effectivement, chaque grain qui usine crée une marque sur la

surface usinée dans la direction de l'avance, dont les dimensions dépendent principalement de celles des grains (Figure 65).



Figure 65. Topologies de surfaces observées à l'aide du microscope confocal. Surfaces usinées à l'aide d'outils de granulométrie (a) 427 µm et (b) 852 µm

Afin d'illustrer ce phénomène, deux essais d'usinage ont été effectués dans la même éprouvette, avec un outil et des conditions de coupe identiques. Seule la position axiale de l'outil par rapport à l'éprouvette a été modifiée (Figure 66). Dans les deux configurations, un même grain usine donc des plis potentiellement orientés différemment.



Figure 66. Configuration des essais d'usinage

Les deux surfaces obtenues ont été contrôlées par un microscope confocal. Dans un premier temps, ces-dernières ont été superposées puis comparées : un écart moyen de l'ordre

de 50 µm a été constaté. Dans cette configuration, les mécanismes mis en jeu pour couper les fibres sont quasiment identiques puisque les séquences de drapage des échantillons usinés sont similaires. L'erreur mesurée illustre donc uniquement l'influence de la position de l'outil.

Dans un second temps, les surfaces ont été recalées par rapport à la position axiale de l'outil (Figure 66). L'erreur moyenne mesurée, représentative cette fois-ci des mécanismes de coupe, est alors de -0.153 µm (Figure 67). Celle-ci s'avère beaucoup plus faible que celle déterminée dans la première configuration testée, mais également très faible par rapport à l'ordre de grandeur des états de surface générés. Seule une ligne de fibres non coupées franches est observée au niveau de l'interface entre deux plis, augmentant considérablement les valeurs minimale et maximale de l'erreur. Ceci prouve que l'état de surface générée par un outil diamanté est plutôt conditionné par la géométrie de l'outil que par les mécanismes associés à la coupe des fibres (flambage, flexion...).



Figure 67. Différence entre les deux profils

A l'aide de l'application développée autour du scanning d'outils, nous avons simulé l'état de surface généré par les différentes fraises afin de comprendre l'implication des facteurs étudiés. Pour cela, le rayon maximal de chaque niveau d'outil scanné a été relevé. Une fois regroupés, ces derniers constituent une enveloppe englobante de l'outil, contenant l'ensemble des points scannés. L'écart moyen arithmétique de la surface *Sa*, associé à cette enveloppe maximum, peut ainsi être calculé pour chaque scanning d'outil effectué. Ce-dernier correspond à l'état de surface qui serait obtenu par un outil uniquement animé d'un mouvement de rotation (mouvement d'avance nul). La valeur de rugosité ainsi obtenue est maximisée par rapport à la valeur réelle. Différentes simulations ont ainsi été réalisées à partir de scannings effectués avant et après la série d'essais. Les résultats obtenus sont présentés sur la Figure 68.



Figure 68. Etats de surface expérimentaux et simulés obtenus avec les différents outils

Les simulations effectuées à l'aide de l'application *ToolScann* prédisent de façon pertinente l'état de surface obtenu lors des expérimentations. Par conséquent, les résultats de scannings d'outils pourront par la suite être utilisés de façon à prédire les états de surface attendus. Comme montré précédemment, ils soulignent également l'importance du facteur 'granulométrie' dans la génération de l'état de surface. Plus la granulométrie augmente et plus l'état de surface se dégrade. L'évolution de l'état de l'outil au cours de l'usinage tend d'ailleurs globalement à améliorer l'état de la surface usinée (Figure 68). Au regard de l'impact de la granulométrie sur l'état de la surface obtenue, on constate également que l'influence du diamètre de l'outil est faible (Figure 68).

L'état de surface est donc directement conditionné par la granulométrie de la fraise à concrétions diamantées. C'est un facteur clé dans l'obtention de l'état de surface désiré. C'est pourquoi il est indispensable de choisir ce paramètre en fonction de l'état de surface imposé par les spécifications géométriques définies dans le cahier des charges.

3.3.3. Modèle de prédiction de l'état de surface

Une seconde approche a été mise en place afin de prédire l'état de la surface usinée, à partir des scannings effectués sur les outils. Nous avons vu que l'application développée (*ToolScann*) permet d'identifier de façon pertinente l'ensemble des grains usinant (§3.3.2). Néanmoins, ces-derniers ne participent pas forcément à l'élaboration de la surface usinée : seuls les grains usinants aux environs de $\varphi=0^{\circ}$ laissent leur empreinte sur la surface (Figure 50). Le nombre moyen de grains par niveau participant à la génération de la surface usinée a donc été étudié en fonction de l'avance par tour. Les simulations tiennent cette fois-ci comptent à la fois de la rotation de l'outil et de son avance. La Figure 69 montre les résultats issus de cette étude. Tout d'abord, nous pouvons constater que le nombre de grains agissant sur les critères d'état de surface est relativement faible puisque, en moyenne, seul le grain situé sur le rayon le plus important d'un niveau donné est concerné. Même si la progression est faible dans le domaine de variation étudié (inférieure à 8%), ce nombre augmente logiquement avec l'avance quel que soit l'outil considéré. Malgré cette faible évolution, le critère Sa reste constant en fonction de l'avance par tour (Figure 69b). Une bonne approximation de l'état de surface est donc obtenue en considérant uniquement le profil de l'enveloppe maximum de l'outil, définie précédemment.



Figure 69. (a) Nombre moyen de grains par niveau participant à la génération de l'état de surface, (b) Sa simulé en fonction de f pour les différents outils scannés.

Les résultats issus des différentes simulations montrent l'importance de la granulométrie de l'outil sur l'état de la surface usinée. Ils expliquent également le faible impact du facteur 'diamètre' sur l'état de la surface. Effectivement, le nombre de grains participant à la génération de la surface usinée est quasiment identique quel que soit le diamètre de l'outil (Figure 69a). De plus, ces derniers sont composés de grains de mêmes dimensions et leur répartition est statistiquement identique, d'où des enveloppes et par conséquent des Sa similaires.

3.3.4. Influence de l'état de l'outil sur l'état de surface

En ce qui concerne l'influence de l'avance par tour sur le *Sa*, la simulation souligne un fait important : son influence est quasiment inexistante (Figure 69b). Pourtant, l'analyse de la variance associée aux essais d'usinage souligne sa forte contribution dans le plan 3 (57.7%),

alors que cette dernière est modérée (9.8%), voire même faible (1%) dans les autres plans (Tableau 49). L'influence d'un facteur non pris en compte dans notre étude est ici mise en évidence. La première hypothèse effectuée, notamment au vu de la Figure 70, a été de considérer la contribution de l'état de l'outil. On constate aisément sur cette acquisition l'impact de l'arrachement d'un grain sur l'état de la surface générée. Localement, des dénivelés atteignant 250 µm ont été observés pour des outils de granulométrie 852 µm.



Figure 70. Impact de l'arrachement des grains sur la surface usinée

La Figure 68 illustre également l'impact de ce facteur : les outils scannés avant et après usinage ont des profils différents ce qui implique directement des modifications sur l'état de la surface générée. Les opérations d'usinage effectuées font donc évoluer la géométrie des outils et l'effet imputé à l'avance est en fait couplé à l'effet de la modification de cette géométrie au cours des essais. En raison de la stratégie d'expérimentation choisie, la longueur totale usinée par un outil augmente effectivement en même temps que celle de l'avance. L'effet de l'avance obtenu est donc biaisé par l'évolution de la géométrie 1182 µm (Figure 68). Ceci explique donc l'importance de la contribution apportée à l'effet de l'avance dans le plan 3 (57.7%) qui dénote, en vérité, l'effet de l'évolution de la géométrie de l'outil.

Ce phénomène explique également l'importance accordée au diamètre de l'outil. Précédemment, nous avons montré que l'influence du diamètre de l'outil sur l'état de la surface est faible (Figure 68). Or, l'ANOVA effectuée sur le plan 1, dans lequel est étudié ce paramètre, lui attribue une contribution très importante (Annexe 5 : Figure 146b). L'influence qui lui est attribuée est en fait révélatrice de l'usure de l'outil.

3.3.5. Endommagement de la fraise à concrétions diamantées

3.3.5.1. Phénomènes physiques

Des outils neufs ont été utilisés pour réaliser l'ensemble des essais d'usinage. Des scannings des fraises à concrétions diamantées ont été effectués avant puis après les essais. Deux types différents d'endommagement ont été observés au niveau des grains : le clivage et l'arrachement.

Le clivage est un phénomène irrémédiable, lié à l'utilisation de matériau fragile. En raison du niveau trop important de sollicitations mécaniques et thermiques, les grains de diamant se fracturent dans des directions privilégiées, de même que lors du concassage initial des grains. Ce phénomène est favorable à la coupe puisqu'il permet de régénérer des arêtes ou d'en créer de nouvelles (Figure 71).



Figure 71. Clivage de grains : (a) Grossissement X2, (b-c) Grossissement X5

L'arrachement des grains représente la forme la plus brutale d'endommagement. Elle se produit lorsque les forces de rétention du liant deviennent inférieures aux sollicitations mécaniques liées à la coupe. Ce type d'endommagement est assez fréquent, surtout lorsque le niveau de sertissage est faible. La Figure 72 illustre ce phénomène.



Figure 72. Arrachement de grains

Les deux premières figures sont issues de l'analyse effectuée à l'aide du *ToolScann*. Elles montrent la même surface de l'outil avant et après usinage : de multiples grains ont disparu. En fonction de leur propre sertissage, les déchaussements laissent apparaître des trous plus ou moins importants dans le liant (Figure 72c). Dans la zone 1 définie ci-dessus, trois grains ont été arrachés. Les grains inférieur et supérieur n'étaient pas suffisamment emprisonnés dans le liant pour pouvoir résister aux sollicitations mécaniques générées par l'usinage.

L'impact de ces déchaussements sur le profil de la surface usinée peut être important. Il dépend principalement de la hauteur du grain arraché. La Figure 70 obtenue avec le microscope confocal illustre ce phénomène. Comme nous l'avons souligné précédemment, les impacts locaux sur l'état de surface peuvent être très importants (cf. §3.3.4).

3.3.5.2. Effets sur les caractéristiques de l'outil

A partir des scannings réalisés avant et après les essais, des analyses ont été effectuées afin d'étudier l'évolution de la géométrie des outils.

Le premier indice observé concerne le rayon de l'outil, et plus précisément celui associé à l'enveloppe maximum de l'outil. Son évolution est primordiale sur la détermination du *Sa* puisque l'ensemble des points appartenant à cette enveloppe participent à la qualité de la surface usinée. Une diminution significative du rayon moyen de l'ensemble des outils diamantés est constatée entre le début et la fin des essais d'usinage. La Figure 73, obtenue suite à l'analyse des outils scannés, illustre ce phénomène. Des diminutions comprises entre 0.08 et 0.26 mm sont observées, ce qui représente des variations du rayon de 1 à 3.2%. Une diminution plus importante du rayon de l'outil est constatée pour les outils à forte granulométrie. Effectivement, lorsque des grains de plus fortes tailles sont arrachés, le rayon de l'outil est d'autant plus impacté.



Figure 73. Diminution du rayon moyen associée à l'enveloppe de l'outil (a) en % en fonction de la granulométrie et (b) en mm.

Les longueurs usinées par chaque outil durant les essais sont relativement faibles par rapport à leur durée de vie (Tableau 18). En effet, des études effectuées dans le cadre du projet UGV Aluminium-Composite [UGV10] montrent que ces outils sont capables d'usiner 300 mètres dans ce type de matériau. Comme des outils neufs sont utilisés dans notre étude, les observations s'apparentent d'avantage à un cycle de rodage de l'outil. Durant cette phase, les grains protubérants ou mal sertis se déchaussent, et d'autres se clivent (cf. §3.3.5.1). Ils entraînent une forte diminution du diamètre moyen de l'outil. La Figure 73b conforte la présence de ces deux phénomènes.

\mathscr{O} (mm)	Granulométrie (µm)	Longueur usinée durant la phase de rodage (m)
16	427	0.92
16	602	1.52
16	852	1.37
16	1182	1.62
25	852	0.31
12	852	1.21

Tableau 18. Longueur usinée durant la phase de rodage par les différents outils

Le cycle de rodage homogénéise les fraises à concrétions diamantées, notamment grâce à la perte de grains protubérants. Le rayon des différents points scannés est ainsi harmonisé. C'est ce que révèle l'analyse de la répartition statistique des points scannés d'un outil, lors de la comparaison des distributions avant et après usinage (Figure 74). La courbe noire représente la distribution des points scannés. Elle est modélisable par la superposition de deux Gaussiennes : la première (verte) représente le liant ; la seconde (bleue) représente les grains de diamant. La courbe rouge représente l'erreur issue de cette modélisation.



Figure 74. Distribution des rayons des points scannés sur la fraise G1182 D16 et leur modélisation : (a) avant et (b) après usinage

Pour l'outil de diamètre 16 mm et de granulométrie 1182 µm, les points scannés ayant les plus forts rayons, situés aux alentours de 8.4 mm, ont disparu après usinage et la moyenne des rayons a diminuée (Figure 74). Ceci corrobore les hypothèses d'arrachement et de clivage des grains. De plus, l'écart type de la gaussienne associée à la répartition des grains est plus important avant usinage (σ = 220 µm) qu'après l'usinage (σ = 193 µm) (Figure 74). Il en est de même pour l'ensemble des outils utilisés dans l'étude (Figure 75a). Par conséquent, le rodage contribue bien à uniformiser les hauteurs des différents grains de l'outil.



Figure 75. Ecarts types avant et après usinage (a) du modèle gaussien des grains et (b) de l'enveloppe de l'outil

Si l'on ne considère que les grains qui participent à la coupe, le constat est identique (Figure 76). Les rayons des différents points usinant ont tendance à s'homogénéiser avec le rodage de l'outil. En effet, les écarts types liés à leur répartition avant et après l'usinage diminuent.



Figure 76. Ecart type des rayons des points participant à la coupe avant et après usinage (courbes continues et pointillées), pour différentes granulométries (a) et diamètres (b).

Par conséquent et statistiquement, le nombre de grains usinant à chaque niveau de l'outil augmente. La Figure 77 illustre ce phénomène : davantage de grains usinent après le

10 10 Nbre moyen de grains usinant Nbre moyen de grains usinant b ล 8 8 6 6 D16 G427 D16 G602 D12 G852 2 2 D16 G852 D16 G852 D25 G852 D16 G1182 0 0 0.23 0.1 0.23 0.36 0.5 0.1 0.36 0.5 f (mm/tr) f (mm/tr)

rodage de l'outil. De plus, l'évolution du nombre de grains usinant en fonction de l'avance augmente plus rapidement pour les outils rodés que pour les outils neufs (pentes différentes).

Figure 77. Nombre moyen de grains usinants par niveau en fonction de f, avant et après usinage (courbes continues et pointillées), (a) pour différentes G et (b) pour différentes \emptyset

Considérons maintenant l'évolution de la répartition des rayons des points impliqués dans la génération de l'état de surface, c'est-à-dire des points de l'enveloppe (Figure 75b). Nous avons montré précédemment que leur nombre évoluait peu en fonction de l'avance (Figure 69) et qu'une très bonne approximation était obtenue en considérant l'enveloppe maximale de l'outil. L'analyse de l'écart type de ces points montre que leur répartition est globalement plus homogène après la phase de rodage (Figure 75b). C'est pourquoi les états de surfaces obtenues avec les outils rodés sont meilleurs qu'avec les outils neufs (Figure 78). Plus les outils s'homogénéisent en termes de rayon pendant la phase de rodage, et plus une évolution favorable de l'état de surface est constatée. Elle est faible pour l'outil de diamètre 25 mm et de granulométrie 852 µm, mais très importante pour l'outil de 16 mm de diamètre et de granulométrie 1182 µm.



Figure 78. Evolution du Sa simulé avant et après usinage (courbes continues et pointillées)

Ce phénomène de rodage explique notamment pourquoi l'influence de l'avance par rapport à la granulométrie est beaucoup plus importante dans la série d'essais 3 (fortes granulométries) que dans la série d'essais 2 (faibles granulométries). En effet, ces deux facteurs contribuent respectivement à 9.8% et 79% des variations de *Sa* dans la série d'essais 2, et cette tendance est inversée dans la série d'essais 3 avec des contributions de l'ordre de 57.8% et 7.8% (Annexe 5 : Figure 147a et b, Figure 148a et b). Cette contribution importante, attribuée à l'avance dans la série d'essais 3, est en fait véritablement due à la forte évolution de la géométrie des outils mis en œuvre dans cette série d'expérimentations (Figure 78a : G1182 µm). Ce phénomène corrobore à nouveau les remarques effectuées dans le paragraphe précédent : l'état de surface est fortement dépendant de la granulométrie de l'outil et de sa géométrie. L'influence réelle de la vitesse d'avance est en fait limitée.

Pour conclure, nous avons prouvé dans cette partie que la diminution du *Sa* constatée avec l'augmentation de l'avance par tour n'était pas liée à l'évolution de ce facteur. Effectivement, grâce aux simulations effectuées par le biais des scannings d'outils, nous avons montré que le nombre de grains qui participent à la génération de l'état de surface n'évolue pas avec l'avance (Figure 69) : l'état de surface est directement obtenu par l'enveloppe de l'outil. C'est en fait le rodage de l'outil, via l'homogénéisation des grains, qui est la cause réelle de cette diminution.

L'influence de la géométrie de l'outil sur la qualité de la pièce est prépondérante. Son procédé de fabrication est donc très important dans la chaîne d'obtention de la qualité souhaitée. Ainsi, il est important de vérifier leur qualité avant les opérations d'usinage. Il est conseillé d'effectuer le rodage des outils sur une pièce martyre afin de stabiliser leur géométrie (déchaussement des grains mal sertis...). Plus la répartition des grains en termes de rayon sera homogène, et meilleur sera l'état de la surface générée. En dépit de leur faible coût, un niveau minimum de qualité d'outil est nécessaire : bon sertissage des grains, absence de trous de diamantage (Figure 79)...



Figure 79. Trous de diamantage

Dans cette partie, les influences des paramètres outils et des conditions de coupe ont été étudiées sur les différents critères qualité. La première étape de la méthodologie, dont l'objectif est de mettre en place le protocole d'optimisation des paramètres opératoires associés aux fraises à concrétions diamantées, a donc été effectuée. L'étape suivante consiste maintenant à étudier les phénomènes de coupe observés durant les opérations de détourage.

3.4. ANALYSE DES PHENOMENES DE COUPE

Afin de réaliser la seconde étape de la méthodologie, destinée à la construction du protocole de qualification des fraises à concrétions diamantées (cf. §2.4.1), les mécanismes observés durant la coupe vont être analysés. L'objectif principal est de détecter d'éventuels phénomènes pouvant limiter l'amélioration de la productivité, à travers notamment une analyse de l'énergie spécifique de coupe. Dans cet objectif, l'influence des paramètres procédés sur ces mécanismes va être étudiée.

Seuls les plans d'expérience permettant de répondre à l'objectif 2 seront donc considérés dans cette partie (PE2, cf. §3.2.2.2). Les analyses de la variance, ainsi que les graphes des effets et des intéractions associés, sont présentés dans l'Annexe 6.

3.4.1. Analyse de l'énergie spécifique de coupe

Dans le domaine de variation étudié, l'avance par tour est un facteur significatif sur l'énergie spécifique de coupe *Esp*, et ce quel que soit le plan d'expériences considéré. Sa contribution aux variations observées sur l'*Esp* varie de 6 à 34% en fonction du plan d'expérience examiné (Annexe 6 : Tableau 53). Une diminution de l'*Esp* est constatée avec une augmentation de la vitesse d'avance (Annexe 6 : Figure 172a à Figure 174a). Parallèlement, le facteur granulométrie échoue aux tests de signification avec moins de 1% de contribution (Annexe 6 : Figure 173b et Figure 174b). Cependant, son intéraction avec l'avance par tour est importante puisqu'elle contribue respectivement à 15% des variations de l'*Esp* dans le cas de la série d'essais 2 (faible granulométrie), et 30% dans le cas de la série 3 (forte granulométrie). Au regard de la Figure 176a et de la Figure 177a (Annexe 6), cette intéraction semble prépondérante quand de faibles ou de forts niveaux d'avance sont considérés. Ce phénomène souligne la présence de phénomènes particuliers : des essais complémentaires ont été effectués afin de les mettre en avant et de les expliquer.



Figure 80. Evolution de l'Esp en fonction de l'avance par tour, $V_c=1400 \text{ m/min}$

Trois zones de coupe distinctes sont alors observées (Figure 80). Les zones 1 et 3, aux extrémités des niveaux d'avance, mettent en avant la présence de phénomènes limitants, où la coupe ne se déroule pas dans des conditions optimales. Aux niveaux intermédiaires, la coupe se déroule normalement. Les études de ces différentes zones font l'objet des parties suivantes.

3.4.2. Zone de coupe optimale

Dans la zone centrale, l'énergie spécifique de coupe est constante. Cette zone nous permet de valider le modèle de puissance proposé précédemment, dans le cadre des opérations de détourage à l'aide d'outils à concrétions diamantées (Eq 23), modèle à partir duquel l'*Esp* est calculée. En effet, un coefficient de corrélation R de 0.98 est obtenu en considérant l'ensemble des essais réalisés (Figure 81).



Figure 81. Validation du modèle de puissance

Il est donc cohérent de constater que les variations observées sur la puissance proviennent principalement de deux facteurs (Annexe 6 : Tableau 54) : l'avance par tour avec des contributions de l'ordre de 45 à 84%, et la vitesse de coupe à hauteur de 12 à 47% (Figure 82a). Quant aux efforts de coupe, l'avance par tour représente plus de 91% de ses variations, et ce quel que soit le plan considéré (Annexe 6 : Tableau 55, Figure 82b). Plus la vitesse d'avance est importante, et plus les efforts de coupe augmentent, puisque l'épaisseur moyenne du 'copeau' augmente (Annexe 6 : Figure 184a à Figure 186a).



Figure 82. (a) Puissance de coupe et (b) Effort résultant en fonction de l'avance par tour et de la vitesse de coupe

Quant à l'influence du diamètre, son impact sur les variations de la puissance et des efforts de coupe est mineur, quand il est significatif (Annexe 6 : Tableau 54, Tableau 55, Figure 178b, Figure 184b). Afin d'expliquer ces tendances, l'application développée autour du scanning d'outils a été utilisée (cf. §3.2.1.4).

D'une part, la répartition des rayons des grains est statistiquement la même pour les trois outils de diamètres différents, puisque leurs granulométries sont identiques (Figure 75a : écarts types similaires). D'autre part, le nombre de grains fixés sur les outils de plus gros diamètre est naturellement plus important. Pourtant, au regard de la Figure 77 et par rapport aux avances mises en jeu, cette augmentation ne semble pas suffisamment significative pour avoir un impact sur le nombre moyen de grains participant à la coupe. Pour les trois outils de diamètres différents, ce-dernier est pratiquement identique (Figure 77b). De plus, à iso-granulométrie, son augmentation quasi-linéaire en fonction de l'avance est similaire (pente des courbes). Par conséquent, le 'copeau moyen' que doit enlever chaque grain à chaque rotation semble identique sur chacun des outils de diamètres différents, ce qui explique que les efforts mesurés lors des essais ne soient pas influencés par ce facteur. Afin de valider cette hypothèse, l'application *ToolScann* a été utilisée pour déterminer l'épaisseur de copeau moyen par grain pour les différents outils (Figure 52b-c). Dans un premier temps, les points scannés participant à la coupe ont été identifiés, et leur position a été déterminée. Contrairement aux outils à dents, ces positions ne sont pas fixes dans le cas des fraises à concrétions diamantées, en raison du procédé de fabrication utilisé. A partir de ces données, l'épaisseur de 'copeau' généré par chacun des grains a été calculée. L'évolution de la valeur moyenne de ces copeaux est représentée sur la figure ci-dessous. Les résultats obtenus suite à ces simulations montrent que les copeaux moyens sont quasiment identiques pour les différents diamètres (Figure 83b), de même que leur évolution avec la vitesse d'avance : ceci explique donc la faible influence du facteur diamètre sur les efforts de coupe générés lors de la coupe.



Figure 83. Evolution du copeau moyen avant et après usinage (courbes continues et pointillées)

En ce qui concerne la granulométrie, son influence sur les variations de la puissance et des efforts de coupe reste elle-aussi mineure (Annexe 6 : Tableau 54, Tableau 55, Figure 179b, Figure 180b, Figure 185b, Figure 186b). Deux phénomènes opposés semblent alors se compenser puisque d'une part, le nombre de grains usinants est plus faible pour les outils de plus fortes granulométries (Figure 77b) ; et que d'autre part, l'épaisseur moyenne des copeaux générés par chacun de ses grains est plus importante (Figure 83a) (toutes proportions gardées entre les deux phénomènes).

3.4.3. Phénomène de copeau mini (Zone 1)

La présence d'un phénomène de coupe limitant à faible vitesse d'avance a été précédemment mise en avant par l'ANOVA effectuée sur l'énergie spécifique de coupe, et constatée sur la Figure 80 (Zone 1). Lorsque la vitesse d'avance passe sous un seuil minimum, la coupe se passe moins bien, ce qui se traduit par une forte augmentation de l'*Esp.* La valeur

de ce seuil dépend de la taille des grains. Plus leur taille est faible, plus le niveau du seuil est bas. Les outils de granulométries 427, 602 et 852 µm ont atteint ce seuil critique (Figure 80). Une tendance similaire peut être observée pour la granulométrie 1182 µm. Cependant, ce seuil n'a pas été réellement atteint dans les conditions retenues pour nos essais.

Deux phénomènes conjoints expliquent cette forte augmentation de l'Esp: l'épaisseur de copeau et le retour élastique de la matière.

L'évolution du copeau moyen par grain est illustrée sur la Figure 83. Aux niveaux d'avance élevés (seuil critique non atteint), la hauteur moyenne active de chaque grain usinant est relativement stable. Elle diminue légèrement avec l'avance, ce qui se traduit sur la Figure 80 par une légère augmentation de l'*Esp*. Ce phénomène est fortement amplifié à l'approche des faibles avances (pente plus importante), quel que soit l'outil considéré : la taille du copeau moyen diminue très fortement. Par conséquent, le mécanisme de coupe est détérioré, ce qui se traduit par une forte augmentation de l'*Esp* (Figure 80).

Les grains ont alors tendance à labourer la surface plutôt qu'à la couper (cf. §1.4.1). Ce phénomène est amplifié par la forme irrégulière des grains et par leurs angles de coupe fortement négatifs. Son seuil d'apparition dépend notamment de la granulométrie de l'outil. Effectivement, plus la taille des grains est faible, et plus le copeau moyen par grain est faible (Figure 83a). Ainsi, le seuil d'apparition du phénomène de 'copeau minimum' est situé à des vitesses d'avance plus faibles pour les outils de plus petites granulométries (Figure 80).

Le retour élastique des fibres explique également cette brusque augmentation de l'*Esp* à l'approche des faibles vitesses d'avance. En raison de leur élasticité, les fibres fléchissent au passage de l'outil, puis se redressent derrière lui. Elles frottent sur les faces de dépouille des grains, augmentant alors les efforts sans couper davantage. Afin de le mettre en évidence, la différence entre la largueur de passe programmée et celle mesurée après usinage doit être calculée. Wang et al. [Wan03] ont été les premiers à la quantifier. Ils ont notamment mis en avant l'influence de l'épaisseur du copeau, du rayon d'acuité de l'outil et de l'orientation des fibres sur l'amplitude de ce retour élastique.

L'analyse des efforts de coupe conforte ces hypothèses. A faible vitesse d'avance, les efforts d'avance, illustrant les phénomènes de friction, augmentent fortement tandis que les efforts normaux, qui reflètent les phénomènes de coupe, restent stables.

3.4.4. Saturation de l'outil (Zone 3)

La présence d'un phénomène de coupe limitant à forte vitesse d'avance a été précédemment observée sur la Figure 80 (Zone 3). Quand la vitesse d'avance devient trop

importante, l'*Esp* croît progressivement jusqu'à un seuil critique où elle augmente brutalement. La valeur de ce seuil dépend de la taille des grains.

L'outil de plus faible granulométrie (427 μ m) atteint ce seuil à une avance de 0.3 mm/tr (Figure 80). Au niveau d'avance maximum testé, les outils de granulométries intermédiaires (602 μ m et 852 μ m) ne l'ont pas encore atteint ; cependant l'*Esp* a commencé à légèrement augmenter. Quand à l'outil de forte granulométrie (1182 μ m), le seuil limitant n'a pas été atteint : les vitesses d'avance ne sont pas assez importantes pour pouvoir le constater. En effet, la puissance de la broche, pourtant importante (40 kW), n'a pas permis de mettre en avant ce phénomène pour l'ensemble des outils de différentes granulométries.

L'encrassement des fraises à concrétions diamantées explique cette augmentation de l'*Esp.* Quand l'outil travaille, les 'copeaux' sont accumulés dans le volume libre situé entre la matière usinée et la surface extérieure de l'outil (Figure 84).



Figure 84. Phénomène de saturation

Ce volume est donc une caractéristique propre à chaque outil puisqu'il dépend de sa morphologie : niveau du liant, géométrie et positionnement des grains... Quand l'avance par tour est trop importante, la matière enlevée n'a pas assez de place pour se positionner dans cet espace avant d'être évacuée. Les mécanismes de coupe sont donc détériorés : l'*Esp* augmente progressivement dans un premier temps, de même que la puissance et les efforts de coupe. Puis, lorsque le seuil critique est atteint, le volume libre est saturé et l'*Esp* augmente brusquement.

Le taux de foisonnement du matériau usiné influence également ce phénomène de saturation. En effet, comme dans les matériaux métalliques, le volume de copeaux crées lors de l'usinage des matériaux composites est supérieur au volume de matière enlevé. Par conséquent, plus ce taux est élevé, et plus la saturation est précoce. Dans les cas extrêmes, ce phénomène de saturation peut conduire à la détérioration totale de l'outil (Figure 85a). Si l'on observe de plus près les zones saturées sur la Figure 85b, on constate que les 'copeaux' (repérés par les lignes vertes) sont amassés dans le volume libre défini par les différents grains (repérés par les lignes rouges). Ces derniers sont constitués de fines particules, plutôt assimilables à des poussières qu'à de véritables copeaux, comme on peut les rencontrer avec les matériaux métalliques. De petits agrégats de résine et de fibres coupées les composent.



Figure 85. Saturation du volume libre :(a) outil encrassé, (b) zoom sur les parties encrassées

La limite de saturation du volume libre est atteinte plus rapidement avec les outils de petites granulométries et de petits diamètres (Figure 80). Effectivement, le volume libre de l'outil diminue avec la taille des grains en raison de leur plus forte densité (Figure 86, analyse *ToolScann*). C'est pourquoi le seuil maximum de l'avance est plus important pour les outils de fortes granulométries. Ce phénomène de saturation est amplifié avec l'augmentation de l'avance. En effet, plus celle-ci augmente, et plus le volume libre des outils diminue.



Figure 86. Volume libre en fonction de l'avance par tour avant et après usinage (courbes continues et pointillées)

Le taux de sertissage des grains joue également un rôle dans l'encrassement des outils. A iso-granulométrie et diamètre d'outil, le volume libre associé est plus important quand ce taux de sertissage est plus faible. En conséquence, le seuil de saturation de l'outil est atteint pour des niveaux d'avance plus élevés. La Figure 87 illustre ce phénomène.



Figure 87. Esp en fonction du taux de sertissage

Quand la vitesse d'avance est faible (f=0.15 mm/tr), l'*Esp* est constante quel que soit le taux de sertissage. En effet, le volume de copeaux à évacuer est relativement faible : le volume libre de l'outil est donc suffisant pour permettre de les évacuer correctement. Quand la vitesse d'avance devient trop importante (f=0.5 mm/tr), le débit de copeaux augmente, et l'outil possédant le taux de sertissage le plus important sature.

C'est pourquoi il est préférable d'utiliser des outils avec des taux de sertissage les plus faibles possibles, afin d'augmenter potentiellement leur productivité. Un niveau minimum doit tout de même être assuré pour maintenir correctement les grains soumis aux efforts de coupe. Un compromis doit donc être effectué entre la résistance mécanique de l'outil et sa productivité, tout en tenant compte des contraintes associées à son processus de fabrication.

Comme nous l'avons souligné dans le §3.3.5, les outils sont en cours de rodage durant les essais effectués. Durant cette phase, une baisse plus ou moins importante du volume libre des outils a été constatée (Figure 86), faisant ainsi chuter le seuil critique de saturation de l'outil. Pour optimiser les conditions de coupe, il convient donc d'identifier ce seuil une fois les outils rodés, afin d'éviter que l'outil ne s'encrasse une fois sa phase de rodage terminée.

En conclusion, l'avance par tour maximale est imposée principalement par la taille des grains, et plus précisément par le volume libre associé à l'outil, ceci afin d'éviter son encrassement. En considérant nos résultats expérimentaux, l'avance maximale par tour envisageable pour éviter cette saturation s'établit à 60% de la taille des grains. En fonction de l'application, cette valeur doit être ajustée, notamment en fonction du taux de sertissage de l'outil et du taux de foisonnement du matériau usiné.

3.4.5. Influence de la thermique

3.4.5.1. Effet de la vitesse de coupe

Les différentes séries d'essais sont unanimes sur l'effet de la vitesse de coupe sur l'Esp: cette dernière diminue avec une augmentation de la vitesse de coupe (Annexe 6 : Tableau 53, Figure 172c à Figure 174c), soulignant ainsi une amélioration du mécanisme d'enlèvement de la matière. Sa contribution varie entre 32% et 50% en fonction de la série d'essais considérée. Dans une moindre mesure, les efforts de coupe diminuent eux-aussi, de 15% au maximum, avec une augmentation de la vitesse de coupe (Figure 88).



Figure 88. Esp en fonction de la vitesse de coupe pour des outils de différentes granulométries

Des tendances similaires sont observées dans le domaine de l'usinage des matériaux métalliques. Une hypothèse peut alors être effectuée : des phénomènes thermiques sont responsables de cette amélioration. L'augmentation de la vitesse de coupe provoque une augmentation de la température de la pièce, facilitant ainsi la formation du copeau.

Afin de vérifier cette hypothèse dans le cadre de notre étude sur le détourage des matériaux composites, une approche en deux étapes est proposée (Figure 89).



Figure 89. Vérification de l'hypothèse de l'influence de la thermique

La première étape consiste à vérifier que la température à l'interface outil/matière augmente avec la vitesse de coupe dans le domaine de variation associé à nos essais. La seconde étape consiste à estimer la perte éventuelle des caractéristiques mécaniques du matériau, associée à cette augmentation de température.

3.4.5.2. Evolution de la température à l'interface outil/matière

3.4.5.2.1. Protocole expérimental

Les essais d'usinage avec mesure de température ont été effectués dans un matériau à base de carbone/époxy (T800M21), identique à celui utilisé pour les différentes séries d'essais précédentes (S1 à S4). Ces caractéristiques sont définies au §3.2.1.2. Un outil de 16 mm de diamètre et de granulométrie 852 µm a été utilisé pour réaliser les différentes opérations de détourage. Afin d'étudier uniquement l'influence de la vitesse de coupe, les essais ont été effectués à une avance constante de 0.1 mm/tour. Des vitesses de coupe variant de 250 à 750 m/min ont été testées (vitesse maximale permise par la broche du *Hermle*).

Une caméra thermique *Flir A20* a été utilisée pour réaliser les prises de mesures (Figure 90a). Ses caractéristiques techniques ($\lambda = 7.5$ à 13 µm) l'autorisent à mesurer des températures de 5° à 900°C. La fréquence maximale d'acquisition de la caméra (60 images/sec) a été utilisée afin de diminuer son temps d'exposition, et ainsi d'éviter sa saturation. L'acquisition et l'analyse des résultats ont été effectuées via le logiciel *ThermaCAM Researcher Pro.*

La caméra a été positionnée perpendiculairement à la surface de l'éprouvette, face à la trajectoire de l'outil (Figure 90b). La température étudiée est la température maximale relevée à l'interface outil/matière (zone encadrée en bleue).



Figure 90. (a) Dispositif expérimental de mesure de température durant le détourage (b) Zone de mesures

En raison des longueurs d'ondes élevées utilisées, un étalonnage de la caméra est nécessaire (Figure 91a). Il permet de déterminer l'émissivité du matériau étudié en fonction de sa température. Ce coefficient corrige par la suite l'écart entre la température mesurée par la caméra et la vraie température (équivalente à celle d'un corps noir). Sans cette procédure d'étalonnage, des erreurs de 30% sur l'évaluation de la température peuvent être effectuées [Bra10].





Figure 91. (a) Dispositif d'étalonnage de la caméra thermique (b) Courbes d'étalonnage de la caméra

La procédure d'étalonnage consiste à positionner un échantillon du matériau à mesurer dans un four, dont la température T est précisément connue (thermocouple). En comparant cette valeur avec celle mesurée par la caméra thermique, l'émissivité du matériau à la température T est calculée. Cette opération est renouvelée à différents paliers de température, afin de balayer le domaine scruté par la suite (de 20 à 200°C dans notre application). Une courbe d'étalonnage est ainsi obtenue (Figure 91b).

Afin d'obtenir des résultats répétables, les procédures expérimentales imposées par l'utilisation d'une caméra thermique sont relativement strictes. Les passes ont été effectuées en avalant afin d'empêcher la projection des poussières de carbone sur la caméra, et ainsi éviter de mesurer par inadvertance leur température. L'utilisation de lubrifiant a également été proscrite. C'est pourquoi les engagements radiaux des outils ont été limités à 1 mm afin d'éviter leur encrassement. Entre chaque mesure effectuée, une passe a été réalisée sous lubrification afin de nettoyer l'outil : son état est ainsi identique pour chaque test.

3.4.5.2.2. Résultats obtenus

Durant l'usinage, une augmentation de la température, due notamment au frottement entre l'outil et le matériau à détourer, est observée. Cette température dépend de la vitesse de coupe : plus celle-ci est élevée, et plus la température mesurée à l'interface outil/matière est importante (Figure 92 et Figure 93). Sur la plage de vitesse étudiée, des variations de plus de 40°C sont observées. Elles s'expliquent en partie par une augmentation de la vitesse de déformation imposée.



Figure 92. Evolution de la T° à l'interface outil/matière en fonction de la Vc



Figure 93. Température mesurée à l'aide de la caméra thermique durant un essai de détourage : (a) Vc=500m/min, (b) Vc=750 m/min

En raison de la géométrie irrégulière des fraises à concrétions diamantées, la température à l'interface outil/matière n'est pas homogène. Certaines zones, correspondant à la position des grains protubérants, concentrent plus de chaleur puisque la quantité de matière ôtée est plus importante (Figure 93b).

L'étude effectuée doit être considérée comme une étude qualitative. En effet, la zone de mesure n'est pas optimale : elle ne correspond pas exactement à la zone où les températures

maximales sont obtenues (échange thermique avec le milieu environnant...). Les températures atteintes réellement durant l'usinage sont plus importantes. Afin d'obtenir des résultats plus précis, il serait nécessaire d'instrumenter l'éprouvette à l'aide de thermocouples pour mesurer au plus proche de l'interface outil/matière.

3.4.5.3. Evolution des caractéristiques du matériau en fonction de la température

L'étape précédente a permis de valider la première hypothèse effectuée (Figure 89) : la température du matériau augmente avec la vitesse de coupe. La seconde étape consiste maintenant à vérifier que les caractéristiques mécaniques du matériau diminuent avec une augmentation de la température et ce, avant d'avoir atteint la température de transition vitreuse du matériau (T_g). Effectivement, une fois ce seuil atteint, elles chutent brusquement et la santé de la pièce est atteinte.

Les mécanismes associés à la coupe des matériaux sont essentiellement liés à du cisaillement. Afin de vérifier que les caractéristiques mécaniques correspondantes sont affectées par la température, il serait donc pertinent d'effectuer un test permettant de solliciter une éprouvette en cisaillement pur. Cependant, la réalisation de ce type d'éprouvette en matériaux composites est relativement difficile, en raison de leurs procédés de mise en forme. De plus, le moyen utilisé doit permettre de chauffer l'éprouvette qui, nous le rappelons, possède une conductivité thermique très faible. Seule une enceinte thermique peut donc être utilisée pour la chauffer.

Nous avons donc décidé de solliciter le matériau en torsion, induisant ainsi des contraintes de cisaillement dans l'éprouvette. Cette technique n'est pas difficile à mettre en œuvre et la géométrie des éprouvettes reste simplifiée.

Des essais ont donc été effectués sur un *Kinemat* (Figure 94a). Cet appareil permet usuellement de suivre l'état de polymérisation d'une résine par l'enregistrement du couple de torsion appliqué en fonction de la température et du temps de maintien. La température de transition vitreuse peut ainsi être obtenue. Dans le cadre de notre étude, cette manipulation permet d'une part de déterminer la T_g du matériau, et d'autre part d'observer l'évolution du couple de torsion en fonction de l'évolution de la température. Ce dernier retranscrit les modifications des caractéristiques mécaniques du matériau.

Une éprouvette de 50*10*2 mm, placée à l'intérieur d'une enceinte thermique, est serrée à ses deux extrémités dans des mors. Une rotation de 1.8° lui est imposée toutes les 5 secondes, dans un sens puis dans l'autre. Le couple de torsion induit *Ci* est mesuré juste après la rotation de l'éprouvette, puis en fin de cycle après sa relaxation Cr (5s). Une augmentation de la température de 10°C/min est programmée à l'intérieure de l'enceinte thermique. Les résultats obtenus sont présentés sur la Figure 94b.



Figure 94. (a) Dispositif expérimental, (b) Evolution du couple en fonction de la température

La température de transition vitreuse est identifiée à 240°C. Avant d'atteindre cette température, où les caractéristiques mécaniques du matériau s'écroulent, la valeur du couple de torsion nécessaire pour réaliser la rotation diminue progressivement de 15% avec l'augmentation de la température (de 40 et 210°C).

Cette diminution s'explique par le comportement thermique du matériau carbone/époxy. D'une part, l'apport d'énergie sous forme de chaleur permet de faciliter la mobilité des chaînes carbonées non encore réticulées. D'autre part, les liaisons faibles de type Van der Waals, peu nombreuses dans les matériaux thermodurcissables, sont rompues. En conséquence, les propriétés mécaniques du matériau sont affectées. A la température de transition vitreuse, les pontages (liaisons fortes) entre les différentes chaînes sont irrémédiablement rompus, menant à la destruction du matériau par carbonisation.

La diminution des efforts de coupe avec l'augmentation de la vitesse de coupe s'explique donc par l'augmentation de la température qui affaiblit les caractéristiques mécaniques du matériau : l'enlèvement de matière est ainsi facilité. Cette faible diminution prouve que la T_g n'a pas été atteinte : l'intégrité du matériau n'est donc pas affectée. En conséquence, la vitesse de coupe doit être maximisée puisqu'elle améliore à la fois l'usinabilité du matériau et la productivité, tout en respectant la santé de la pièce. Durant nos essais, les vitesses de coupe utilisées ont été limitées par les capacités de la broche (vitesse de rotation maximale de 28000 tr/min). Afin d'optimiser l'opération de coupe, il serait préférable d'utiliser des vitesses encore plus importantes (40000 tr/min). Ainsi, la productivité pourrait être nettement améliorée.

3.5. PROTOCOLE DE MISE EN PLACE DES FRAISES A CONCRETIONS DIAMANTEES

Dans les parties précédentes, les deux premières étapes de la méthodologie destinée à l'optimisation des conditions de coupe, et formalisée par un protocole de qualification d'outil (cf. §2.4.1), ont été appliquées aux fraises à concrétions diamantées. Les influences des paramètres opératoires sur la qualité de la pièce usinée et sur les phénomènes de coupe ont été analysées. La dernière étape proposée par cette méthodologie consiste maintenant à regrouper l'ensemble de ces résultats afin de construire un protocole destiné à sélectionner les paramètres opératoires les plus adaptés à une application donnée [Bou11].

La construction de ce protocole se déroule en deux phases successives. La première consiste à identifier et regrouper les limites du procédé rencontrées durant la phase d'expérimentation : elles constituent les contraintes de notre problème d'optimisation.

3.5.1. Définition des fonctions contraintes

La méthodologie proposée prend en compte d'une part, les contraintes liées au respect de la qualité (intégrité matière, état de surface), d'autre part, celles liées aux phénomènes limites de coupe. L'ensemble de ces contraintes permet de choisir le domaine de définition de chacun des paramètres opératoires considérés, et par conséquent les frontières du domaine d'optimisation. Les résultats obtenus sont les suivants :

- La granulométrie maximale de l'outil est limitée par l'état de surface requis. En effet,
 l'état de la surface usinée est fonction de la géométrie de l'enveloppe extérieure de
 l'outil (cf. §3.3.2). Quant à la valeur minimale de la granulométrie, elle est
 uniquement liée aux possibilités offertes par les fabricants d'outils.
- Le diamètre minimal de l'outil dépend de sa granulométrie. En raison de leur processus de fabrication, des grains de grandes dimensions ne peuvent pas être sertis sur des outils de diamètre trop faible.
- Le domaine de variation de la vitesse de coupe est uniquement définie par les capacités de la broche (de 0 à Vmax broche) puisqu'elle n'a aucune influence sur la qualité de la surface usinée (cf. §3.3.1. et §3.3.2). De plus, aucun phénomène de coupe limitant n'est observé dans le domaine de variation étudié.

- L'avance par tour est bornée par deux phénomènes de coupe limitants. Son seuil minimum est imposé par un phénomène de copeau minimum, sous lequel la coupe ne se passe pas dans des conditions optimales (cf. §3.4.3). Le seuil maximal est quant à lui défini par la saturation du volume libre de l'outil. Au-delà de cette limite, celui-ci s'encrasse puis se détériore rapidement (cf. §3.4.4). Sa valeur dépend de la taille des grains, de leur taux de sertissage et du taux de foisonnement du matériau usiné.
- Le taux de sertissage doit être compris entre 50% et 70% de la taille des grains afin, d'une part, d'éviter leur déchaussement sous les sollicitations mécaniques générées par la coupe, et d'autre part, libérer suffisamment de hauteur de coupe pour pouvoir usiner la pièce. En raison du procédé de fabrication de l'outil, ce facteur reste difficile à gérer.
- Le mode d'usinage utilisé peut être déterminé indifféremment puisque dans les deux configurations possibles, l'intégrité de la matière est respectée.

En ce qui concerne le procédé de détourage de matériaux composites à l'aide de fraises à concrétions diamantées, le domaine de définition de chacun des paramètres opératoires étudiés (paramètres outils et conditions de coupe) est maintenant défini. La seconde phase de construction du protocole consiste maintenant à sélectionner les paramètres procédés dans ce domaine de définition (cf. §2.4.1), en vue d'atteindre l'objectif de départ : l'optimisation de la productivité dans le respect de la qualité pièce.

3.5.2. Optimisation des paramètres opératoires

L'ensemble des résultats issus de la phase expérimentale et leur analyse nous ont permis d'identifier les directions à suivre, afin d'optimiser le choix des paramètres opératoires dans le domaine de définition défini précédemment (cf. §3.5.1), dans un objectif de maximisation de la productivité :

- Des granulométries importantes doivent être favorisées afin de maximiser le volume libre disponible de l'outil. Ainsi, l'apparition du phénomène de saturation est retardée et le seuil maximal de vitesse d'avance est repoussé. Pour une raison identique, la valeur minimale du taux de sertissage autorisée par son domaine de définition doit être utilisée. Ainsi, la productivité est potentiellement améliorée. Bien sûr, la granulométrie maximum reste imposée par l'état de surface requis par le cahier des charges (Figure 95).
- Le diamètre de l'outil doit être minimisé afin de limiter la puissance consommée.



Figure 95. Protocole de mise en place d'une fraise à concrétions diamantées

- Les vitesses de coupe utilisées doivent être maximisées afin, d'une part, augmenter la productivité, et d'autre part, d'améliorer les mécanismes de coupe (effets thermiques associés au comportement du matériau) (Figure 95).
- Quant à l'avance par tour, elle doit être maximisée afin d'optimiser la productivité.

3.5.3. Synthèse

Suite à la méthodologie suivie, un protocole de mise en place des fraises à concrétions diamantées, sous lubrification, peut être proposé. Ce dernier se révèle simplifié dans le cas du procédé considéré, puisque les couplages entre les différents paramètres d'étude sélectionnés sont peu nombreux. Finalement, la granulométrie maximale de l'outil doit être choisie en fonction de l'état de surface requis par le cahier des charges (Figure 95). Le diamètre d'outil minimal, disponible dans les catalogues constructeurs, et associé à cette granulométrie, doit ensuite être choisi. Un taux de sertissage minimal (50%) doit être utilisé pour maximiser le volume libre de l'outil et ainsi améliorer potentiellement la productivité. En ce qui concerne les conditions de coupe, la vitesse maximale autorisée par la rotation de la broche est recommandée puisque cette dernière a tendance à améliorer les mécanismes de coupe. Finalement, après une étude préliminaire permettant de déterminer l'énergie spécifique de coupe associée au couple outil/matière, l'avance par tour peut être choisie. Afin d'optimiser la productivité, elle doit être maximisée. Sa valeur est limitée soit par le seuil associé au
phénomène de saturation de l'espace libre, soit par la puissance maximale disponible à la broche (Figure 95).

3.6. CONCLUSION

Dans ce chapitre, une méthodologie basée sur le respect de la qualité de la surface usinée et sur l'analyse des mécanismes de coupe a été appliquée aux fraises à concrétions diamantées. Son objectif vise à construire en trois étapes un protocole destiné à sélectionner les paramètres opératoires, de manière à ce que la qualité requise soit respectée, et que la productivité soit optimisée. A partir de ce protocole de qualification, les utilisateurs peuvent renseigner leur base de données concernant ce procédé.

Tout d'abord, des essais ont été réalisés afin d'étudier l'usinage avec les fraises à concrétions diamantées. En raison des contraintes techniques et du nombre important de facteurs à étudier, une stratégie expérimentale, basée sur la définition de quatre plans factoriels complets, a été définie. Leur objectif consiste à étudier l'influence des paramètres outils et des conditions de coupe sur des critères de qualité et de coupe, définis dans le chapitre précédent (cf. §2.4.2).

Dans un premier temps, et conformément à la méthodologie appliquée, l'influence des paramètres opératoires sur la qualité de la surface usinée a été analysée. Deux critères ont été considérés : l'intégrité de la matière et l'état de la surface. Les résultats obtenus soulignent l'aptitude de ces outils à respecter la santé de la pièce. En effet, les défauts d'intégrité matière constatés sont peu nombreux, et leurs faibles dimensions n'impliquent aucune mise au rebut. Le lien fort entre l'état de l'outil et l'état de la surface générée a également été démontré.

Dans une seconde partie, les différents phénomènes de coupe observés durant les opérations d'usinage ont été analysés à travers les variations de l'énergie spécifique de coupe. L'influence des paramètres opératoires sur ces phénomènes a été étudiée et certaines limites associées à la mise en œuvre de ce procédé de détourage ont été identifiées : copeau mini, saturation du volume libre de l'outil et phénomène thermique... Des éléments spécifiques d'analyse des mécanismes de coupe des composites ont été apportés, en particulier sur l'évolution de l'énergie spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe.

L'ensemble des résultats issu de ces deux premières parties a ensuite permis de réaliser la troisième étape de la méthodologie. Tout d'abord, les domaines de définition des différents paramètres opératoires ont été définis à partir des phénomènes limitants observés. Puis, le protocole associé à la mise en place de fraises à concrétions diamantées, dans le cadre d'opérations de détourage de matériaux composites, a été construit. Ce dernier permet d'optimiser les paramètres outils et les conditions de coupe en maximisant la productivité, tout en assurant le respect de la qualité de la pièce.

CHAPITRE 4

Modélisation des efforts de coupe des fraises à concrétions diamantées

4.1. INTRODUCTION

Comme nous l'avons souligné plusieurs fois dans ce manuscrit, les efforts de coupe générés lors d'opérations de fraisage dans les matériaux composites varient significativement en fonction de l'orientation des fibres. L'objectif de cette partie est donc de déterminer un modèle prenant en compte ce phénomène, et permettant de prédire les efforts de coupe générés par les fraises à concrétions diamantées durant l'usinage de composites laminés.

Dans la méthodologie de choix de procédés de parachèvement précédemment proposée (Figure 28), la détermination d'un tel modèle s'inscrit principalement dans l'étape d'analyse globale de la pièce. Une fois la rigidité du moyen de production connue, ses déformations peuvent être calculées en fonction des efforts générés durant l'usinage. Il est ainsi possible de contrôler si le process est capable de répondre aux contraintes dimensionnelles imposées par le cahier des charges, avant même d'avoir usiné la pièce. Ceci est particulièrement intéressant dans le cas du détourage de pièces en matériaux composites, en raison de leur typologie. Effectivement, la plupart des pièces sont de grandes dimensions et il devient intéressant d'utiliser des moyens robotisés pour les parachever, beaucoup moins chers que les machinesoutils à iso-volume de travail. Ils présentent cependant un inconvénient majeur : leur manque de rigidité. Par conséquent, les déformations liées aux efforts de coupe peuvent être relativement importantes (quelques mm). Dans ce cas, il devient très intéressant de pouvoir prédire les déformations du robot. Ces dernières seront fonction du matériau de la pièce à usiner (notamment de la séquence de drapage), de la trajectoire de l'outil et des conditions de coupe. Ainsi, les intervalles de tolérances de chaque entité géométrique de la pièce peuvent être respectés. Pour finir, la connaissance des efforts de coupe générés durant l'usinage

permet de dimensionner les outillages nécessaires à la réalisation de la pièce, mais également d'optimiser son posage. Ce sont autant d'arguments qui peuvent être pris en compte par le bureau des méthodes, afin de choisir le ou les procédés les plus adaptés au parachèvement d'une pièce, mais également de valider la gamme de fabrication choisie.

La mise en place d'un modèle d'effort de coupe permet également de palier à un verrou scientifique important : le manque de modèles adaptés à l'usinage des matériaux composites.

Les modèles analytiques développés actuellement concernent uniquement les outils à dents (angle de coupe positif). Ces derniers se basent sur une phase préliminaire d'identification des coefficients spécifiques de coupe, réalisée à partir d'essais en coupe orthogonale [Puw93] [Puw96], ou lors d'opérations de fraisage à faible engagement radial (inférieur à 1 mm). Ces essais sont alors le plus souvent effectués dans des stratifiés unidirectionnels, à vitesses de coupe et d'avance faibles (respectivement inférieures à 100 m/min et 0.5 m/min).

Notre approche est différente puisqu'elle concerne les fraises à concrétions diamantées. Aucun modèle spécifique ne concerne actuellement ces outils, à la géométrie bien particulière. En effet, la coupe n'est plus réalisée par une ou plusieurs plaquettes dont le nombre et la position angulaire sont connus, mais par une multitude de grains répartis aléatoirement autour de l'outil, et possédant des angles de coupe aléatoires et fortement négatifs (cf. Chapitre 3). La détermination d'un modèle prédictif déterministe est donc ardue. L'approche développée est un premier pas important en ce sens.

De plus, l'identification des coefficients spécifiques de coupe proposée est réalisée à partir d'essais de fraisage effectués dans des conditions de coupe industrielles, dans des stratifiés multidirectionnels. La fabrication d'éprouvettes spécifiques de stratifiés unidirectionnels n'est donc pas nécessaire.

La démarche adoptée pour mettre ce modèle d'efforts en place se déroule en quatre temps, correspondant aux quatre premiers points de ce chapitre. Tout d'abord, le paramétrage de notre problème est effectué. Un modèle de prédiction des efforts de coupe, usuellement utilisé pour les matériaux métalliques, est adapté à notre application de détourage à l'aide de fraises à concrétions diamantées dans les matériaux composites. Dans un second temps, l'influence du fibrage sur les coefficients spécifiques de coupe est étudiée. Afin de déterminer la forme des évolutions de ces coefficients, un modèle exploratoire appelé modèle « en palier » est établi. A partir des résultats obtenus, différentes modélisations sont alors proposées. Des critères de comparaison ont été utilisés afin de confronter les différentes solutions. La quatrième étape consiste à valider le modèle le plus pertinent dans une seconde application. L'analyse de l'évolution des pressions spécifiques de coupe en fonction de l'orientation des fibres nous amènera ensuite à réfléchir sur les mécanismes régissant la coupe. Puis, une application illustrant l'utilité de ce modèle sera proposée : la détermination des déformations d'un robot usineur, engendrées par les efforts de coupe générés durant le détourage d'une pièce composite de type aéronautique.

4.2. FONDEMENT DU MODELE

En ce qui concerne la nature du modèle, la mise en place d'un modèle numérique a été écartée. D'une part, il apporte de trop fortes approximations si l'ensemble des mécanismes de coupe ne sont pas pris en compte dans le modèle. Or ces derniers sont relativement complexes et, comme nous l'avons précisé dans le Chapitre 1, ne sont toujours pas appréhendés pour les outils à angles de coupe fortement négatifs. D'autre part, la mise en place de tels modèles nécessite la détermination des caractéristiques thermomécaniques des matériaux utilisés (fibre et matrice), la plupart du temps difficile à déterminer. Pour finir, les modèles numériques ne correspondent pas à nos attentes en termes d'objectifs : la modélisation de l'ensemble des mécanismes de coupe n'est pas nécessaire pour qualifier les niveaux de sollicitations mécaniques générés durant la coupe.

C'est pourquoi un modèle de prédiction des efforts de coupe de type analytique, à une échelle mésoscopique, a été développé. Ce choix d'échelle nous permet de considérer le stratifié comme une superposition de plis, dont les caractéristiques sont définies par celles d'un matériau homogène anisotrope. Ainsi, les modifications d'orientations de fibres entre chaque pli peuvent être considérées.

4.2.1. Modèle analytique d'efforts de coupe incluant l'effet du fibrage

Lors d'une opération d'enlèvement de matière, la dent d'une fraise génère des efforts de coupe sur la pièce à usiner. Après projection, ces efforts peuvent être décomposés en trois composantes, en un point considéré de la dent de l'outil (Figure 96) :

- l'effort tangentiel, noté F_i, parallèle à la vitesse de coupe. Il représente l'action de coupe de l'outil, nécessaire pour l'enlèvement de matière.
- l'effort radial, noté F_{I} , perpendiculaire à la vitesse de coupe.
- ✤ l'effort axial, noté F_≈ parallèle à l'axe de l'outil. Dans la suite de notre étude, cette composante des efforts ne sera pas modélisée. Pour les fraises à concrétions diamantées, sa valeur est très faible devant celles des deux autres composantes

(environ 20 fois plus faible). En effet, la répartition aléatoire des grains autour de l'outil, et leur forme plus ou moins sphérique, permet aux efforts axiaux crées par chaque grain usinant sur la matière de se compenser. L'effort axial est donc négligeable et aléatoire.



Figure 96. Représentation des efforts de coupe pour un outil à plaquettes

La démarche retenue pour prédire ces efforts de coupe est établie sur une approche analytique, basée sur les pressions spécifiques de coupe. Dans cette approche, les efforts de coupe générés par l'outil sur la pièce sont considérés comme proportionnels à la section de copeau enlevée S_{cop} :

$$F_t = K_t . S_{cop}$$

$$F_r = K_r . S_{cop}$$
(26)

avec K_t le coefficient spécifique de coupe tangentiel et K_r le coefficient radial. Ces deux paramètres permettent de caractériser le couple outil/matière.

Dans le cas de l'usinage de matériaux composites, le matériau est hétérogène et anisotrope. Or, l'impact de l'orientation des fibres sur les efforts de coupe n'est pas négligeable. Afin de prendre en compte ce phénomène, les coefficients spécifiques de coupe de notre modèle seront fonction de l'orientation des fibres θ :

$$F_t = K_t(\theta) . S_{cop}$$

$$F_r = K_r(\theta) . S_{cop}$$
(27)

Avec θ l'angle défini sur la Figure 97 entre la vitesse de coupe et l'orientation des fibres. Dans le cas du fraisage, cet angle évolue à chaque position angulaire $\varphi(t)$ de l'outil. Il représente l'orientation relative de la dent par rapport au fibrage.



Figure 97. Paramétrage de l'angle θ : positif à gauche et négatif à droite

Leurs domaines de définition respectifs sont les suivants :

$$D_{f} \theta =] -\pi/2 ; \pi/2] \qquad D_{f} \varphi = [0; 2\pi]$$

$$(28)$$

La configuration des fibres par rapport à la direction de la vitesse de coupe, caractérisée par l'angle θ , est identique tous les modulos $[\pi]$, ce qui explique l'étendue de son domaine de variation.

 θ est défini comme positif dans le sens trigonométrique et φ positif dans le sens horaire (Figure 97). La relation entre ces deux angles est fonction de l'angle d'inclinaison des fibres dans le laminé :

$$\theta = \begin{cases} \psi + \varphi &, si \ \psi + \varphi \le \pi/2 \\ \psi + \varphi - 2.\pi &, si \ \psi + \varphi > \pi/2 \end{cases}$$
(29)

On notera par ailleurs que ψ , correspondant à l'angle entre la vitesse d'avance et l'orientation des fibres, est défini comme positif dans le sens trigonométrique et que son domaine de définition est $] -\pi/2$; $\pi/2$].

4.2.2. Modélisation de l'engagement d'une fraise à concrétions diamantées

Dans un premier temps, nous allons poursuivre la présentation de la modélisation retenue pour le cas des fraises à plaquettes. Ensuite, une nouvelle approche, adaptée à l'usinage à l'aide de fraises à concrétions diamantées, sera proposée. Afin de confronter et d'homogénéiser les résultats, le travail nécessaire pour enlever un même volume de matière sur un tour est calculé par les deux approches, correspondant aux deux technologies d'outils. Des comparaisons pourront ainsi être effectuées.

4.2.2.1. Approche type fraise à dents

Durant une opération de fraisage à l'aide d'un outil à une dent, la section du copeau à la position angulaire φ de l'outil est définie par l'expression suivante (Figure 96) :

$$S_{cop}(\varphi) = h_c(\varphi).a_p \tag{30}$$

où $h_c(\varphi)$ représente l'épaisseur de copeau instantanée et a_p la profondeur de passe. Classiquement, une approximation est utilisée pour calculer cette épaisseur de copeau instantanée [Sab60] :

$$h_{c}(\varphi) = \begin{vmatrix} f_{z} \cdot \sin \varphi & \text{si la dent est engagée} \\ 0 & \text{sinon} \end{vmatrix}$$
(31)

avec f_{z} l'avance par tour et par dent. Dans le cas de l'usinage en avalant (Figure 96), la dent est engagée sur $[\varphi^{*}; \pi]$. L'effort tangentiel appliqué par l'outil sur la matière est défini par l'expression suivante :

$$F_t(\varphi) = K_t(\theta) \cdot f_z \cdot \sin(\varphi) \cdot a_p \tag{32}$$

D'un point de vue énergétique, l'expression de la puis sance de coupe instantanée P_c fournie par la broche est la suivante :

$$P_c = \begin{vmatrix} V_c \cdot F_t & \text{si la dent est engagée} \\ 0 & \text{sinon} \end{vmatrix}$$
(33)

Le travail W fourni par l'outil pour enlever la matière pendant un tour est quant à lui défini par :

$$W = \int_0^T V_c F_t dt \tag{34}$$

avec T la période nécessaire à l'outil pour effectuer un tour. Or, dans le paramétrage défini dans notre étude, l'expression de la vitesse de coupe V_c est :

$$V_c = R.\frac{d\varphi}{dt} \tag{35}$$

avec R le rayon de l'outil. L'expression du travail devient donc :

$$W = R. \int_{\varphi^*}^{\pi} F_t(\varphi) . d\varphi \tag{36}$$

En remplaçant l'effort tangentiel par son expression, le travail fourni par l'outil durant un tour devient :

$$W = R.f_z.a_p.\int_{\varphi^*}^{\pi} K_t(\theta).\sin(\varphi).d\varphi$$
(37)

4.2.2.2. Approche type fraise à concrétions diamantées

Le processus d'enlèvement de matière est à priori différent avec une fraise à concrétions diamantées. En effet, la coupe n'est plus réalisée par une ou plusieurs plaquettes dont le nombre et la position angulaire sont connus. Elle est réalisée par plusieurs grains, appelés grains actifs (cf. §3.2.1.4). Ces derniers sont répartis aléatoirement sur le pourtour de l'outil, en raison de son processus de fabrication et de la forme irrégulière des grains. Il est donc compliqué de prédire l'engagement instantané réel de l'outil, à chacune de ses positions angulaires et à chaque hauteur. Par conséquent, il est difficile de connaître précisément les efforts de coupe en fonction de ces deux mêmes variables. C'est pourquoi une approche différente est proposée.

Dans le cas des fraises à concrétions diamantées, l'engagement de l'outil est modélisé par un contact continu le long du secteur engagé de la fraise (Figure 98 : ici de $\chi^* < \chi < \pi$). On considère alors une infinité de points usinants actifs, répartis uniformément autour de l'outil. L'effort nécessaire à la coupe est donc considéré comme constant au cours de l'usinage, et donc représentatif d'un engagement moyen.

Considérons alors un matériau dont les plis sont orientés d'un angle ψ . L'effort tangentiel élémentaire $F_{te}(\chi)$, exercé par un secteur angulaire $d\chi$ de l'outil sur la matière, pour un outil avançant de f mm/tour, est défini par (Figure 98) :

$$F_{te}(\chi) = K_t'(\theta) \cdot f \cdot a_p \cdot \sin(\chi) \tag{38}$$

Notons que l'angle χ n'est pas dépendant du temps étant donné que le contact est considéré comme continu entre l'outil et la matière, contrairement à l'angle φ utilisé pour les outils à dents.



Figure 98. Discrétisation de l'engagement de l'outil

Afin de déterminer le couple C fourni par la broche pour enlever la matière, il est nécessaire d'intégrer la relation précédente sur la totalité du secteur engagé de l'outil :

$$C = R \cdot \int_{\chi^*}^{\pi} F_{te}(\chi) \cdot d\chi \tag{39}$$

La puissance de coupe instantanée fournie par l'outil et la broche est donc de :

$$P_c = \omega . R. \int_{\chi^*}^{\pi} F_{te}(\chi) . d\chi$$
(40)

$$P_c = Vc.f.a_p.\int_{\chi^*}^{\pi} K_t'(\theta).\sin(\chi).d\chi$$
(41)

Du fait du contact continu et constant, cette puissance instantanée est donc constante. D'où l'expression du travail d'une fraise à concrétions diamantées sur un tour :

$$W = \int_{0}^{T} P_{c} dt = P_{c} \cdot \frac{2 \cdot \pi \cdot R}{V_{c}}$$
(42)

Soit en intégrant l'équation (41) :

$$W = 2.\pi . R.f.a_p. \int_{\chi^*}^{\pi} K_t'(\theta). \sin(\chi). d\chi$$
(43)

4.2.2.3. Parallèle entre les deux approches

A travers les expressions du travail fourni par les outils, on observe des similarités :

 $\ensuremath{\circledast}$ Travail fourni par un outil à une plaquette pour effectuer un tour

$$W = R.f.a_p.\int_{\varphi^*}^{\pi} K_t(\theta).\sin(\varphi).d\varphi$$

 $\ensuremath{\clubsuit}$ Travail fourni par une fraise à concrétions diamantées pour effectuer un tour

$$W = R.f.a_p.\int_{\chi^*}^{\pi} 2.\pi.K_t'(\theta).\sin(\chi).d\chi$$

Afin de confronter les deux modélisations et d'homogénéiser les résultats, le travail fourni par les deux outils peut être comparé sur un tour. En effet, si les deux outils ont le même pouvoir coupant, ils nécessitent la même énergie pour enlever le même volume de matière. La relation suivante entre les coefficients spécifiques de coupe apparaît :

$$K_t'(\theta) = \frac{K_t(\theta)}{2.\pi} \tag{44}$$

Les coefficients spécifiques de coupe mis en œuvre dans le modèle des fraises à concrétion font donc référence à des pressions spécifiques de coupe angulaires. Dans la suite de ce manuscrit, et afin de pouvoir comparer les coefficients spécifiques de coupe obtenus par

les deux technologies d'outils, on utilisera donc la notation $K_t(\theta)$ en MPa définie dans l'équation 44.

4.2.2.4. Validation de la conformité des deux approches

L'objectif de cette partie est de valider les deux approches proposées, en comparant les modèles définis ci-dessus, avec les résultats expérimentaux obtenus dans le Chapitre 3.

L'approche proposée pour les fraises à dents nous amène à la définition de l'expression du travail fourni par l'outil, pour enlever la matière durant un tour (Eq. 37). Appliquée au cas particulier du rainurage d'un matériau isotrope, l'expression du travail devient :

$$W = K_t f_z a_e a_p \tag{45}$$

$$W = K_t \cdot V_{copeau} \tag{46}$$

On retrouve alors le modèle associé à la détermination de la puissance moyenne consommée par la broche, présentée au Chapitre 2 (Eq. 23):

$$P = \frac{W}{T} = K_t . Q_{copeau} \tag{47}$$

$$P = K_t . V_f . a_e . a_p \tag{48}$$

Afin de pouvoir valider la cohérence des modèles proposés pour les fraises à concrétions diamantées avec les résultats expérimentaux obtenus au Chapitre 3, il est nécessaire de formuler les efforts tangentiel et radial (Figure 99) dans le même repère que celui utilisé pour nos expérimentations, c'est-à-dire le repère centre outil :



Figure 99. Projection des efforts de coupe

Notre étude concerne uniquement la résultante du torseur des efforts de coupe. Comme celle-ci est invariable quel que soit son point d'application, le changement de repère consiste en une simple projection. Le changement de repère, défini dans l'équation (50) permet ainsi de passer des efforts tangentiel F_t et radial F_r , aux efforts d'avance F_f et normal F_n :

$$\begin{bmatrix} F_f(\varphi) \\ F_n(\varphi) \end{bmatrix} = \frac{f}{2.\pi} .a_p . \int_{\chi^*}^{\pi} \sin(\chi) . \begin{bmatrix} \cos \chi & \sin \chi \\ -\sin \chi & \cos \chi \end{bmatrix} . \begin{bmatrix} K_t(\theta) \\ K_r(\theta) \end{bmatrix} . d\chi$$
(50)

Dans le cas d'une opération de rainurage d'un matériau considéré comme homogène, l'expression devient :

$$F_f = \frac{1}{4} \cdot f \cdot a_p \cdot K_r$$

$$F_n = \frac{-1}{4} \cdot f \cdot a_p \cdot K_t$$
(51)

Dans le cadre des trois premières séries d'essais réalisées dans le Chapitre 3 (Tableau 17), l'orientation du fibrage ψ par rapport à la direction d'usinage de l'outil est constante. Ces essais peuvent donc être assimilés à des rainurages dans un matériau considéré « homogène ». Nous pouvons alors aisément constater, grâce aux expressions de la puissance de coupe (Eq. 48) et des efforts de coupe (Eq. 51), que ces derniers augmentent linéairement avec l'avance et la profondeur de passe. En revanche, une augmentation du diamètre de l'outil engendre uniquement une augmentation de la puissance, et n'impacte pas les efforts de coupe. C'est ce que nous avons pu observer lors de nos essais expérimentaux, présentés dans le chapitre précédent (cf. §3.4.2). Le modèle proposé est donc en adéquation avec notre problématique.

4.2.3. Principe de superposition

Afin de déterminer les efforts de coupe dans le cas de matériaux stratifiés multidirectionnels (Figure 100), le principe de superposition est généralement appliqué [Yad05] [She09]. L'hypothèse effectuée suppose que le stratifié multidirectionnel se comporte comme un assemblage de matériaux indépendants. L'effort de coupe global est alors égal à la somme des efforts nécessaires à la coupe de chaque pli unidirectionnel considéré individuellement.

$$\begin{bmatrix} F_f \\ F_n \end{bmatrix} = \frac{f}{2.\pi} \sum_{i=1}^m n_{\psi_i} \cdot e_i \int_{\chi^*}^{\pi} \sin(\chi) \cdot \begin{bmatrix} \cos \chi & \sin \chi \\ -\sin \chi & \cos \chi \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} K_t(\theta) \\ K_r(\theta) \end{bmatrix} \cdot d\chi$$
(52)

avec *m* le nombre d'orientations de pli différent, $n_{\psi i}$ le nombre de plis d'orientation ψ_i , et e_i l'épaisseur d'un pli. Afin de simplifier les notations, on désignera dans la suite par $F_{\ell}(\psi)$ et

 $F_n(\psi)$ les deux composantes d'efforts obtenus suite à l'usinage d'une rainure orientée à ψ_i par rapport à l'orientation des fibres du pli supérieur du stratifié.



Figure 100. Paramétrage pour le stratifié multidirectionnel

Ce principe de superposition fonctionne si et seulement si la résistance adhésive entre deux plis joue un rôle non significatif dans le comportement en usinage des plis considérés individuellement. Cette hypothèse semble raisonnable dans notre étude car la résistance de la matrice époxy, qui constitue l'interface entre les différents plis (Tableau 1), est bien inférieure à celle des fibres (Tableau 2). Elle a d'ailleurs été validée par Wang et al. [Wan95a] et Kalla [Kal08] dans leurs études respectives.

Etant donné que le principe de superposition est une combinaison linéaire qui ne dépend pas de la séquence de drapage, les efforts obtenus lors de l'usinage de stratifiés unidirectionnels peuvent être utilisés pour prédire ceux obtenus dans les stratifiés multidirectionnels et vice-versa.

Nous allons maintenant chercher à modéliser le comportement des coefficients spécifiques de coupe en fonction de l'orientation des fibres.

4.3. ETUDE DE L'INFLUENCE DU FIBRAGE

Dans la partie précédente, un paramétrage de notre problème a été effectué. Un modèle analytique de prédiction des efforts de coupe a également été proposé dans le cadre de notre application de détourage de composites stratifiés, à l'aide d'outils à concrétions diamantées. La seconde étape consiste maintenant à déterminer un modèle, qui permette de traduire le comportement des coefficients spécifiques de coupe en fonction de l'orientation des fibres. Aucun modèle existant ne permet actuellement de déterminer leur allure pour le couple outil/matière considéré. De plus, leurs évolutions ne peuvent pas être simplement déduites puisque notre démarche consiste à les identifier dans un stratifié multidirectionnel. C'est pourquoi, à partir de ces premiers résultats, nous pourrons ainsi proposer différentes modélisations permettant de décrire au mieux leurs évolutions.

4.3.1. Modélisation exploratoire

Dans le cas des fraises à concrétions diamantées, l'outil est modélisé par une infinité de points usinants, chacun étant positionné sur un secteur angulaire $d\chi$. Sur chacun de ces secteurs angulaires χ de l'outil, l'orientation des fibres par rapport à chacun des points usinant évolue. Les coefficients spécifiques de coupe considérés sur chaque secteur sont donc différents. Afin de déterminer comment évoluent les coefficients spécifiques de coupe en fonction de l'orientation des fibres, nous allons dans un premier temps les considérer constants par morceaux. Ainsi, quelle que soit l'allure de leur évolution réelle respective, qui nous est inconnue à ce stade de l'étude, ce modèle « palier » permettra de la décrire.

La démarche consiste alors à discrétiser l'engagement de la fraise en un nombre défini de secteurs angulaires n_z (Figure 101). A l'intérieur de chacune de ces zones, les coefficients spécifiques de coupe sont considérés constants. Ceci revient à les modéliser à l'aide d'une fonction continue par morceaux, chaque morceau étant défini par une fonction constante.



Figure 101. Principe du modèle par « palier » avec un nombre de secteur $n_{\rm z}{=}12$

La Figure 102 présente différentes configurations pour les quelles la position angulaire considérée χ ou l'inclinaison des fibres dans le la miné ψ sont différentes. L'indice attribué aux coefficients spécifiques de coupe correspond à l'orientation des fibres θ au milieu du secteur angulaire considéré.

Le niveau de discrétisation de l'engagement de l'outil peut être adapté au cours de l'étude. Plus le nombre de zones considérées sera important, plus on se rapprochera d'un modèle continu des coefficients spécifiques de coupe. Cependant, le nombre d'essais à réaliser sera plus important et les résultats seront moins robustes.



Figure 102. Illustration de différentes configurations d'orientation du fibrage

La première étape consiste alors à déterminer l'angle d'entrée matière χ^* à partir de l'engagement radial de l'outil a_e (Figure 103) :

$$\chi^* = \arccos\left(\frac{a_e - R}{R}\right) \tag{53}$$

avec $\chi^* \mathrm{exprimé}$ en radians.



Figure 103. Détermination du nombre de zones en contact

Cet angle est défini positivement dans le sens horaire et son domaine de définition est [0 ; π]. A partir du niveau de discrétisation du modèle de coupe choisi, c'est-à-dire du nombre de zones n_z considérées, le pas de discrétisation angulaire β_z est défini :

$$\beta_Z = \frac{\pi}{n_Z} \qquad avec \ n_Z \in \mathbb{N} \tag{54}$$

La première zone dans laquelle l'outil est engagé n_{ze} est donnée par l'expression suivante :

$$n_{ze} = \sup\left(n_z \cdot \frac{\chi^*}{\pi}\right) \tag{55}$$

avec sup l'entier supérieur. L'expression des composantes des efforts de coupe peut alors être déterminée. Elle est constituée de deux parties distinctes : une première permettant de déterminer les efforts dans la zone où l'engagement est partiel, et une seconde regroupant les efforts dans les zones où l'engagement est total, c'est-à-dire appliqué sur la totalité de la zone (Figure 103). En considérant un usinage en avalant (Figure 103), il vient à partir de l'équation (52) et d'une discrétisation par secteur angulaire de l'engagement de l'outil :

$$F_{f} = \frac{f}{2.\pi} \cdot \sum_{i=1}^{m} n_{\psi i} \cdot e_{i} \cdot \left[\underbrace{K_{t}(\theta_{i n_{ze}}) \cdot \int_{\chi^{*}}^{n_{ze} \cdot \beta_{z}} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot d\chi + K_{r}(\theta_{i n_{ze}}) \cdot \int_{\chi^{*}}^{n_{ze} \cdot \beta_{z}} \sin^{2}(\chi) \cdot d\chi}_{\text{zone engagement partial}} \right.$$

$$+ \underbrace{\sum_{j=n_{ze}+1}^{n_{z}} K_{t}(\theta_{i j}) \cdot \int_{(j-1) \cdot \beta_{z}}^{j \cdot \beta_{z}} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot d\chi + \sum_{j=n_{ze}+1}^{n_{z}} K_{r}(\theta_{i j}) \cdot \int_{(j-1) \cdot \beta_{z}}^{j \cdot \beta_{z}} \sin^{2}(\chi) \cdot d\chi}_{\text{zones engagement total}} \left. \int_{\chi^{*}}^{n_{ze} \cdot \beta_{z}} \sin^{2}(\chi) \cdot d\chi \right]$$

$$F_{n} = \frac{f}{2.\pi} \cdot \sum_{i=1}^{m} n_{\psi i} \cdot e_{i} \cdot \left[-K_{t}(\theta_{i n_{ze}}) \cdot \underbrace{\int_{\chi^{*}}^{n_{ze} \cdot \beta_{z}} \sin^{2}(\chi) \cdot d\chi + K_{r}(\theta_{i n_{ze}}) \cdot \int_{\chi^{*}}^{n_{ze} \cdot \beta_{z}} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot d\chi}_{\text{zone engagement partial}} \right.$$

$$(56)$$

$$F_{n} = \frac{f}{2.\pi} \cdot \sum_{i=1}^{m} n_{\psi i} \cdot e_{i} \cdot \left[-K_{t}(\theta_{i n_{ze}}) \cdot \underbrace{\int_{\chi^{*}}^{n_{ze} \cdot \beta_{z}} \sin^{2}(\chi) \cdot d\chi + K_{r}(\theta_{i n_{ze}}) \cdot \underbrace{\int_{\chi^{*}}^{n_{ze} \cdot \beta_{z}} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot d\chi}_{\text{zone engagement partial}} \right.$$

$$-\underbrace{\sum_{j=n_{ze}+1}^{n_{z}} K_{t}(\theta_{ij}) \cdot \int_{(j-1)\cdot\beta_{z}}^{j\cdot\beta_{z}} \sin^{2}(\chi) \cdot d\chi + \sum_{j=n_{ze}+1}^{n_{z}} K_{r}(\theta_{ij}) \cdot \int_{(j-1)\cdot\beta_{z}}^{j\cdot\beta_{z}} \sin(\chi)\cos(\chi) \cdot d\chi}_{zones \ engagement \ total}$$

On remarquera par ailleurs que les coefficients spécifiques de coupe ont été sortis de l'intégrale, puisque ces derniers sont constants à l'intérieur de chaque secteur considéré. L'angle relatif de fibrage associé est alors déterminé par l'expression suivante :

$$\theta_{i \ j} = \psi_i + (j - 1/2) \beta_z - k \pi$$

$$\text{avec } k \text{ défini tel que } -\pi/2 < \psi_i + \beta_z (j - 1/2) - k \pi \le \pi/2$$
(57)

Un unique couple de constantes [$K_t(\theta_{ij}), K_r(\theta_{ij})$], parmi les n_z existants, correspond alors à cet angle.

L'équation (56) est donc une combinaison linéaire des coefficients spécifiques de coupe, pondérés par les constantes résultant des intégrales. Par conséquent, le problème a été linéarisé et peut être mis sous la forme matricielle suivante :

$$F = A.K \quad avec \quad F = \begin{bmatrix} F_f \\ F_n \end{bmatrix}_{2,1}, \quad K = \begin{bmatrix} K_t \\ K_r \end{bmatrix}_{2n_z,1} \quad et \quad A_{2,2n_z}$$
(58)

4.3.2. Choix de la stratégie expérimentale

Afin d'observer l'évolution des coefficients spécifiques de coupe en fonction de l'orientation des fibres, nous avons décidé de diviser le pourtour de l'outil en douze zones distinctes ($n_z=12$), soit des secteurs angulaires de 15°. Ceci permet d'une part d'obtenir une bonne représentation des variations des coefficients, et d'autre part de limiter le nombre d'essais à réaliser.

Nous allons maintenant déterminer le nombre minimal d'essais à réaliser pour identifier l'ensemble des paramètres du modèle « palier ». L'usinage de matériaux composites unidirectionnels est difficile à réaliser, et plus particulièrement pour certaines configurations angulaires de fibres. De plus, ce type de structure est difficile à trouver, et surtout peu représentatif des applications présentes sur le marché industriel. C'est pourquoi nous avons décidé de nous focaliser sur des opérations d'usinage dans des stratifiés multidirectionnels, mettant en œuvre quatre orientations de plis différentes (-45°, 0°, 45°, 90°).

Prenons l'exemple d'une opération d'usinage à engagement radial partiel, tel que $\chi^*=105^\circ (a_e=40\%)$: trois zones de discrétisation de l'outil sont sollicitées (Figure 103). Pour chacun des plis, trois constantes K_t et K_r interviennent donc dans l'expression du modèle d'effort (Tableau 19).

Nbre			θ										
zones	Ψ	<u>-11.</u> π	$-9.\pi$	$-7.\pi$	$-5.\pi$	<u>-3.</u> π	$-\pi$		$3.\pi$	$5.\pi$	$7.\pi$	$9.\pi$	<u>11.</u> π
		24	24	24	24	24	24	24	24	24	24	24	24
				Multio	lirectio	nnel ψ =	=[-45°,	0°,45°,	90°]				
	-45	х	х	х									
3	0				x	x	х						
_	45							Х	Х	Х			
	90										Х	Х	х

Tableau 19. Coefficients spécifiques considérés lors de la réalisation d'une passe sollicitant différentes zones de discrétisation de l'outil, $n_z=12$ zones

En tenant compte de l'orientation des plis des différentes couches, décalées de 45° les unes par rapport aux autres, les 12 constantes représentatives de chacune des zones de discrétisation sont incluses. Le système à résoudre comporte alors 24 inconnues (12 K_t et 12 K_r). Afin de déterminer leurs valeurs respectives, 12 rainures au minimum doivent être usinées, réparties uniformément tous les 15°. Conformément à l'équation (58), le système à résoudre se résume alors à un système linéaire de 24 équations (12 F_f et 12 F_n) à 24 inconnues. Le déterminant de la matrice A étant différent de zéro (Eq. 58), il est possible de l'inverser afin de déterminer les inconnues, à partir des 12 essais effectués.

Dans le cas d'opérations de rainurage, le système à résoudre est identique. Cependant, chaque essai d'usinage mettra en œuvre l'ensemble des zones discrétisées de l'outil (Figure 103). Par conséquent, tous les coefficients spécifiques de coupe sont mis à contribution pour chaque rainure d'orientation différente réalisée (12 K_t et 12 K_r dans notre application). Le résultat obtenu sera donc plus robuste puisque chacune des constantes du modèle interviendra un nombre de fois plus important dans le système à résoudre.

4.3.3. Protocole expérimental

Les essais ont été réalisés dans un stratifié multidirectionnel, composé de pré-imprégné unidirectionnel. La séquence de drapage fait intervenir quatre orientations de fibres différentes (Tableau 20).

Résine	Epoxy M21
Fibre	Carbone T700
Nombre de plis	37
Epaisseur des plis	0.269 mm
Taux de fibres	56.6%
Densité	$1580 \mathrm{~kg/m^3}$
Séquence de drapage	(90/-45/0/45/0/45/0/-45/0/0/0/0/-45/90/90/45/0/90/90/0/45/
	90/-45/90/-45/0/0/0/0/-45/0/45/0/45/0/-45/90)

Tableau 20. Matériau utilisé pour les essais dédiés à la modélisation des efforts de coupe

Une fraise à concrétions diamantées de 16 mm de diamètre et de granulométrie 852 µm a été utilisée. Deux types d'opérations ont été effectués : d'une part des rainures pleine fraise, d'autre part des rainures d'une largeur de 5.94 mm. Dans le cas d'une discrétisation du pourtour de l'outil en 12 zones (n_z=12), ces deux configuration permettent de solliciter respectivement 12 ($\chi^*=0^\circ$) et 5 zones de l'outil ($\chi^*=105^\circ$). Les conditions de coupe utilisées sont définies dans le Tableau 21.

Vitesse de coupe	$1400 \mathrm{~m/min}$
Vitesse de rotation	$27850 \mathrm{~tr/min}$
Avance par tour	$0.25 \mathrm{~mm/tr}$
Mode d'usinage	avalant
Profondeur de passe	9.96 mm
Largeur de passe	16 et 5.94 mm
Diamètre outil	16 mm
Granulométrie	$852 \ \mu m$

Tableau 21. Conditions de coupe pour les essais dédiés à la modélisation des efforts

Vingt-quatre rainures ont donc été usinées dans douze orientations différentes. Pour cela, deux montages d'usinage, adaptés à ces conditions de coupes industrielles (fort engagement radial et axial, vitesse de coupe, d'avance et puissance broche importantes), ont été conçus (Figure 104).



Figure 104. Montages d'usinage pour les essais dédiés à la modélisation des efforts.

Les efforts de coupe ont été mesurés durant les essais à l'aide d'un dynamomètre à 3 composantes (platine *Kistler*). La chaîne d'acquisition est identique à celle utilisée pour les essais effectués dans le Chapitre 3.

4.3.4. Identification du modèle « palier »

L'ensemble des essais effectués ont été utilisés pour identifier les coefficients spécifiques de coupe tangentiels et radiaux. Le système d'équations linéaires est surcontraint puisque 24 essais ont été réalisés (la moitié en a_e total et l'autre moitié en a_e partiel), permettant ainsi d'obtenir 48 équations (24 F_f et 24 F_n) pour 24 inconnues (12 $K_t(\theta)$ et 12 $K_r(\theta)$). Sa résolution nous a permis d'obtenir les différentes valeurs des coefficients de coupe en fonction de l'orientation des fibres. Leur évolution est présentée sur la Figure 105. Les courbes figurant sur chacun des graphes représentent divers niveaux de discrétisation de l'engagement de l'outil (secteur angulaire β_z variant de 15° à 180°, soit de 12 à 1 seul palier).



Figure 105. $K_t(\theta)$ (à gauche) et $K_r(\theta)$ (à droite) identifiés pour le modèle « palier »

Dans le cas de la « discrétisation » en une seule zone ($\beta_z=180^\circ$), chaque pli du matériau est assimilé à un matériau homogène isotrope : les coefficients spécifiques de coupe sont donc constants en fonction de l'orientation des fibres. Plus le niveau de discrétisation de l'outil est important, plus on se rapproche d'un modèle continu. La forme des coefficients spécifiques de coupe est alors particulièrement proche de celle d'une sinusoïde, surtout pour le K_{I-}

La moyenne des coefficients spécifiques tangentiels obtenus est de 1050 MPa tandis que celle des coefficients radiaux est de 2360 MPa (Figure 105). Durant l'usinage à l'aide de fraises à concrétions diamantées, la composante radiale est donc plus importante que la composante tangentielle. Cette tendance peut être expliquée par les géométries actives de l'outil. En effet, les parties usinantes sont plutôt de formes sphériques et les angles de coupe sont fortement négatifs.

A partir de l'identification globale du modèle, les efforts de coupe F_f et F_n en fonction de l'orientation des fibres ont été simulés respectivement pour les opérations d'usinage à engagement radial partiel et total. Leurs évolutions sont présentées sur la Figure 106.

Les résultats expérimentaux pour les deux séries d'essais (a_e partiel et total) sont comparés aux efforts simulés par le modèle « palier », pour les différents niveaux de discrétisation de l'outil. Les variations des efforts d'avance dues à l'orientation des fibres sont de 90N pour les a_e partiels et de 220N pour les a_e totaux. Elles sont respectivement de 150N et 160N pour les efforts normaux. En termes de pourcentage, ces variations représentent respectivement 15 à 28% de la valeur moyenne des efforts d'avance et 22 à 25% de la valeur moyenne des efforts normaux. C'est pourquoi il est indispensable de considérer l'orientation des fibres dans le modèle de prédiction des efforts de coupe.



Figure 106. Comparaison entre les efforts d'avance et les efforts normaux expérimentaux et simulés à l'aide du modèle « palier »

4.3.5. Critères d'analyse

Afin de pouvoir évaluer la validité du modèle mis en place et comparer sa pertinence avec d'autres modèles, trois critères de comparaison ont été mis en place : l'intervalle de tolérance des efforts simulés, le rapport signal/bruit, et le coefficient de corrélation.

Le premier critère proposé fait intervenir la notion d'erreur relative entre les efforts expérimentaux et les efforts simulés, dont l'expression est définie ci-dessous :

$$\varepsilon_{r} (\psi) = \frac{\left[F_{exp\acute{e}rimental} (\psi) - F_{simul\acute{e}}(\psi)\right]}{F_{simul\acute{e}}(\psi)}$$
(59)

Ce critère définit l'Intervalle de Tolérance (IT) des efforts simulés (en %). Plusieurs possibilités existent pour définir cet indicateur. Il peut, par exemple, être calculé à partir de l'étendue des erreurs relatives. Cependant, cette méthode de calcul est très sensible aux valeurs aberrantes. C'est pourquoi nous avons choisi de travailler avec la notion statistique d'écart type. La Figure 107 montre que la distribution de l'erreur relative associée à la prédiction des efforts suit une loi proche de la loi normale.

L'intervalle de tolérance a donc été défini à plus ou moins deux écarts types, c'est-àdire que 95% des valeurs expérimentales seront comprises dans l'intervalle de tolérance associé aux efforts simulés :

$$\sigma_{\varepsilon_r} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n} [\varepsilon_{r(\psi)} - \overline{\varepsilon_{r(\psi)}}]^2}{n}}$$
(60)

$$IT = \pm 2.\sigma_{\varepsilon_r} \tag{61}$$

avec *n* le nombre d'essais pris en compte, et $\overline{\varepsilon_{r(\psi)}}$ la moyenne des erreurs relatives de ces différents essais. Ce critère permet de retranscrire aisément la précision de notre modèle en termes de pourcentage d'erreur. Dans la suite de ce manuscrit, les valeurs présentées dans les tableaux correspondent à la valeur de 2σ .



Figure 107. Distribution de l'erreur relative de détermination des efforts de coupe

D'autre part, les écarts entre les efforts simulés et les efforts obtenus expérimentalement doivent être minimisés afin d'obtenir le modèle le plus pertinent possible. Ainsi, la dispersion du modèle, obtenue au travers du critère de valeur efficace de l'erreur absolue ε_{RMS} , doit être minimale :

$$\varepsilon_{RMS} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{n} \left[F_{simulé}(\psi) - F_{expérimental}(\psi)\right]^{2}}{n}}$$
(62)

C'est pourquoi le second critère proposé évalue la robustesse du modèle défini, à travers l'utilisation du rapport Signal/Bruit, relatif aux efforts de coupe. Notre objectif étant de minimiser l'erreur entre les efforts simulés et expérimentaux, le rapport S/N s'écrit [Pil93] :

$$S_N = 20.\log(\frac{1}{\varepsilon_{RMS}})$$
 (63)

D'où :

$$S_{N} = -10.\log\left(\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n} \left[F_{simulé}\left(\psi\right) - F_{expérimental}\left(\psi\right)\right]^{2}\right)$$
(64)

Plus le rapport S/N sera important et plus le modèle pourra être considéré comme robuste. L'intérêt particulier de ce critère par rapport à celui de l'écart type, est de prendre en compte une éventuelle erreur due à un décalage du modèle (Figure 108).



Figure 108. Intérêt du rapport S/N par rapport au critère de l'écart type

Enfin, le dernier critère proposé permet de valider mathématiquement le modèle à partir du coefficient de corrélation R (Eq. 65). Cet indice compris entre 0 et 1 (modèle parfait) indique si les efforts simulés sont en adéquation avec les efforts expérimentaux.

$$R = \frac{Cov(F_{simulé,\psi}, F_{expérimental,\psi})}{\sigma_{F_{simulé,\psi}} \cdot \sigma_{F_{expérimental,\psi}}}$$
(65)

4.3.6. Analyse des résultats et discussion

Les trois critères précédemment définis ont ainsi été calculés pour qualifier la pertinence du modèle palier. Rappelons alors que différents niveaux de discrétisation ont été envisagés $(n_z \text{ de 1 à 12})$. Pour chacun d'entre-eux, les constantes du modèle associé ont été identifiées. Puis le calcul des efforts a été effectué. Les erreurs associées aux résultats simulés sont

<i>a_e</i> =16mm		$\beta_z = 180^{\circ}$	$\beta_z=90^{\circ}$	$\beta_z=60^{\circ}$	$\beta_z=45^{\circ}$	$\beta_z=30^\circ$	$\beta_z = 15^{\circ}$
IT (%)	Ff	9.773	3.212	3.234	3.150	3.146	3.147
$11_{2\sigma}(70)$	\mathbf{Fn}	15.147	5.711	5.691	5.996	6.025	6.024
S/N (dB)	Ff	-36.849	-27.915	-27.963	-27.774	-27.760	-27.763
S/N (dB)	Fn	-33.546	-24.977	-24.915	-25.370	-25.410	-25.408
R	Ff	0.000	0.955	0.955	0.956	0.956	0.955
	Fn	0.000	0.954	0.953	0.952	0.952	0.952

présentées dans les tableaux ci-dessous. Les essais en engagement total et partiel ont été séparés afin d'identifier les sources d'erreurs majeures.

Tableau 22. Critères de comparaison associés au modèle palier, pour les essais en a_e total

<i>a_e</i> =5.94mm		$\beta_z = 180^{\circ}$	$\beta_z=90^\circ$	$\beta_z = 60^{\circ}$	$\beta_z=45^\circ$	$\beta_z=30^\circ$	$\beta_z = 15^{\circ}$
IT (0Z)	Ff	21.238	10.606	12.749	6.459	6.323	4.368
$11_{2\sigma}(70)$	\mathbf{Fn}	12.777	5.833	7.919	4.373	3.746	1.708
Q/N (JD)	Ff	-30.820	-27.034	-27.674	-25.571	-25.450	-24.811
S/N (dB)	Fn	-32.778	-27.976	-29.606	-26.735	-26.184	-24.912
R	Ff	0.000	0.864	0.843	0.949	0.954	0.980
	Fn	0.000	0.884	0.811	0.944	0.962	0.995

Tableau 23. Critères de comparaison associés au modèle palier, pour les essais en a_e partiel

A partir de ces différentes données, nous pouvons affirmer que l'augmentation du nombre de niveau de discrétisation améliore la pertinence du modèle. On observe globalement une diminution de l'intervalle de tolérance, une augmentation du coefficient de corrélation, et une augmentation de la robustesse du système. Avec le meilleur niveau de discrétisation, le modèle est capable de prédire les efforts normaux à \pm 6% pour l' a_e total et \pm 1.7% pour l' a_e partiel. Quant aux efforts d'avance, ils sont prédits respectivement à \pm 3.2% et \pm 4.4%. Par ailleurs, nous pouvons constater que le modèle ne prenant en compte qu'une seule zone de discrétisation (β_{z} =180°) présente des résultats médiocres par rapport aux autres modèles. Ce résultat confirme l'importance de la prise en compte de l'orientation des fibres dans la prédiction des efforts de coupe. Un modèle considérant un matériau homogène isotrope sur chaque pli ne peut présenter des résultats plus précis qu'à \pm 9.8 à 21.3% pour les efforts d'avance et \pm 15.2 à 12.8% pour les efforts normaux.

4.4. MODELISATION DE L'INFLUENCE DU FIBRAGE

Dans un premier temps, le modèle « palier », continu par morceaux, a été étudié afin d'observer la forme de l'évolution des coefficients spécifiques de coupe en fonction de l'orientation des fibres. Dans cette partie, nous nous sommes appuyés sur ces résultats pour proposer différents modèles continus, permettant de décrire les variations de ces coefficients. Dans un premier temps, les différents modèles vont être présentés. Puis, la pertinence des résultats obtenus par chacun d'entre eux sera confrontée à travers les trois critères de comparaison définis dans la partie §4.3.5.

4.4.1. Modèle sinusoïdal

Les résultats obtenus précédemment ont montrés que les variations des coefficients spécifiques de coupe en fonction de l'orientation des fibres étaient particulièrement proches de celle d'un sinus. C'est pourquoi le premier modèle présenté propose de modéliser les coefficients spécifiques de coupe à l'aide de fonctions sinusoïdales :

$$K_t(\theta) = A_t + B_t \cdot \sin(2.\theta + \psi_t)$$

$$K_r(\theta) = A_r + B_r \cdot \sin(2.\theta + \psi_r)$$
(66)

avec A_t et A_r les moyennes respectives des sinusoïdes, B_t et B_r leur amplitude, ψ_t et ψ_r leur déphasage. Les périodes observées des coefficients spécifiques de coupe sont de π radians (Figure 105) tandis que celle d'une fonction sinusoïdale est de 2π radians. C'est pourquoi la modélisation des coefficients spécifiques proposée utilise une période de 2θ . Le modèle obtenu peut ainsi être linéarisé :

$$K_t(\theta) = a_0 + a_1 \sin(2.\theta) + a_2 \cos(2.\theta)$$

$$K_r(\theta) = b_0 + b_1 \sin(2.\theta) + b_2 \cos(2.\theta)$$
(67)

$$avec \qquad \begin{vmatrix} a_0 = A_t \\ a_1 = B_t .\cos(\psi_t) \\ a_2 = B_t .\sin(\psi_t) \end{vmatrix} et \qquad \begin{vmatrix} b_0 = A_r \\ b_1 = B_r .\cos(\psi_r) \\ b_2 = B_r .\sin(\psi_r) \end{aligned}$$
(68)

solution
$$\begin{vmatrix} A_t = a_0 & & A_r = b_0 \\ \psi_t = \arctan(a_2 / a_1) & et & \psi_r = \arctan(b_2 / b_1) \\ B_t = \sqrt{a_1^2 + a_2^2} & & B_r = \sqrt{b_1^2 + b_2^2} \end{vmatrix}$$
(69)

L'équation (52) devient alors :

$$F_{f} = \frac{f}{2.\pi} \sum_{i=1}^{m} n_{\psi i} \cdot e_{i} \cdot \left(a_{o} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot d\chi + a_{1} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot \sin(2.\theta) \cdot d\chi + a_{2} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot \cos(2.\theta) \cdot d\chi + b_{o} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin^{2}(\chi) \cdot d\chi + b_{1} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin^{2}(\chi) \cdot \sin(2.\theta) \cdot d\chi + b_{2} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin^{2}(\chi) \cdot \cos(2.\theta) \cdot d\chi\right)$$
(70)

$$F_{n} = \frac{f}{2.\pi} \sum_{i=1}^{m} n_{\psi i} \cdot e_{i} \cdot \left(-a_{o} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin^{2}(\chi) \cdot d\chi - a_{1} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin^{2}(\chi) \cdot \sin(2.\theta) \cdot d\chi - a_{2} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin^{2}(\chi) \cdot \cos(2.\theta) \cdot d\chi + b_{o} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot d\chi + b_{1} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot \sin(2.\theta) \cdot d\chi + b_{2} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot \cos(2.\theta) \cdot d\chi \right)$$

avec θ défini par l'expression (29).

Cette linéarisation du modèle est un atout incontestable. La résolution du système de 2n équations à 6 inconnues, est ainsi facilitée. Afin d'identifier les constantes du modèle, le système suivant doit être résolu :

$$F_{2n,1} = A_{2n,6} \cdot K_{6,1} \tag{71}$$

avec F la matrice regroupant les efforts d'avance et les efforts normaux pour les n essais effectués, A la matrice représentative de la section du copeau et K la matrice représentative des coefficients spécifiques de coupe, contenant les paramètres a_0 à a_2 et b_0 à b_2 .

L'avantage de cette modélisation est le nombre faible de constantes à identifier : six au total pour les coefficients spécifiques tangentiels et radiaux. Par conséquent, trois essais seulement sont nécessaires à leur définition, les autres permettant d'améliorer la robustesse du système. Ceci s'effectue cependant au détriment de la souplesse du modèle (ddl faible).

4.4.2. Modèles polynomiaux

Les modèles polynomiaux, contrairement au modèle sinusoïdal, sont capables de rendre compte d'éventuelles variations brutales des coefficients spécifiques de coupe (point d'inflexion, saut...), pouvant traduire un changement brutal du mode de sollicitations des fibres. C'est le cas notamment lorsque θ varie aux alentours de 0 et $\pi/2$ radians (Figure 60) : d'un côté les fibres ont tendance à se coucher devant l'outil, tandis que dans l'autre, elles ont tendance à se soulever. Afin de pouvoir gérer ce phénomène et d'apporter de la souplesse au modèle, différentes fonctions polynomiales de degré p ont été testées :

$$K_t(\theta) = \sum_{k=0}^p a_k .(\theta)^k$$

$$K_r(\theta) = \sum_{k=0}^p b_k .(\theta)^k$$
(72)

avec a_k et b_k les paramètres des fonctions modélisant respectivement les coefficients spécifiques tangentiel et radial. La mise en place de ces modèles, par définition non périodiques, implique obligatoirement la gestion du domaine de définition de l'angle θ , variant de $\left[-\pi/2; \pi/2\right]$. Son expression (29) adaptée à la réalisation de nos essais et à l'utilisation de modèles polynomiaux devient :

$$\theta_i = \psi_i + \chi \ [\pi]$$
 tel que $-\pi/2 < \theta \le \pi/2$ (73)

En fonction de l'engagement radial de l'outil et de l'orientation des fibres, le calcul pourra donc s'effectuer sur deux domaines distincts (par exemple de $\theta = \pi/4$ à $\pi/2$ puis de $\theta = -\pi/2$ à $\pi/12$). La discontinuité possible des coefficients spécifiques de coupe est donc obligatoirement située aux bornes de ce domaine de définition. Ceci se révèle relativement intéressant puisque nous avons souligné précédemment que, de part et d'autre de $\theta = \pi/2$, le mode de sollicitations des fibres était modifié.

Le modèle de prédiction des efforts de coupe ainsi obtenu s'exprime par les expressions suivantes :

$$F_{f} = \frac{f}{2.\pi} \sum_{i=1}^{m} n_{\psi i} \cdot e_{i} \cdot \left(\sum_{k=0}^{p} a_{k} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot \theta^{k} \cdot d\chi + \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin^{2}(\chi) \cdot \theta^{k} \cdot d\chi \right)$$

$$F_{n} = \frac{f}{2.\pi} \sum_{i=1}^{m} n_{\psi i} \cdot e_{i} \cdot \left(-\sum_{k=0}^{p} a_{k} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin^{2}(\chi) \cdot \theta^{k} \cdot d\chi + \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot \int_{\chi^{*}}^{\pi} \sin(\chi) \cdot \cos(\chi) \cdot \theta^{k} \cdot d\chi \right)$$
(74)

Le système d'équations à résoudre est à nouveau un système linéaire, de 2n équations à 2(p+1) inconnues (cf. Eq. 71). L'identification des coefficients a_k et b_k de ces modèles implique la réalisation d'un nombre minimum de p+1 essais, les autres permettant d'améliorer la robustesse du système. Plus le degré du polynôme sera élevé et plus le modèle sera souple. Cependant, le nombre d'essais nécessaires à l'identification des constantes sera plus important. Par ailleurs, la robustesse du système en sera affectée : le modèle essaiera de décrire au mieux les variations des coefficients spécifiques de coupe, intégrant également les points expérimentaux aberrants. Ils pourront donc aboutir à des allures de $K_t(\theta)$ et $K_r(\theta)$ farfelues, c'est-à-dire sans lien avec une quelconque réalité physique.

Etant donné que notre modèle en θ est π -périodique, il est possible d'ajouter une contrainte de position à nos modèles polynomiaux (Eq. 74) sur les bornes du domaine de définition] $-\pi/2$; $\pi/2$]. Les valeurs des coefficients spécifiques de coupe obtenus en $\theta = -\pi/2$ et $\theta = \pi/2$ peuvent être imposées comme égales. Cette contrainte se traduit par l'ajout de deux équations dans le système d'équations à résoudre (Eq. 75), et donc à la perte de deux degrés de liberté des modèles : p essais sont alors suffisants pour identifier les paramètres du modèle.

$$K_t(\frac{-\pi}{2}) = K_t(\frac{\pi}{2})$$
$$K_r(\frac{-\pi}{2}) = K_r(\frac{\pi}{2})$$
(75)

Il est également important de noter que les modèles polynomiaux sont libres sur les extrémités de leur domaine de variation. En conséquence, ils peuvent très facilement diverger sur ces valeurs extrêmes et prédire des valeurs aberrantes. Afin d'éviter ce phénomène, une contrainte de tangence sur les bornes du domaine de variations peut également être ajoutée. Elle se traduit à nouveau par l'ajout de 2 équations :

$$\frac{d}{d\theta} K_t(\frac{-\pi}{2}) = \frac{d}{d\theta} K_t(\frac{\pi}{2})$$

$$\frac{d}{d\theta} K_r(\frac{-\pi}{2}) = \frac{d}{d\theta} K_r(\frac{\pi}{2})$$
(76)

Différentes méthodes peuvent alors être utilisées pour résoudre ce système d'équations linéaires. La plus élémentaire consiste à inverser le système issu du modèle défini précédemment (Eq. 74):

$$K = A^{-1} \cdot F \tag{77}$$

Dans ce cas, la résolution du système surcontraint est effectuée de sorte à minimiser la somme des carrés des écarts entre les efforts expérimentaux et les efforts simulés. Cette méthode de résolution est simple et très rapide (cf. Annexe 3, Eq. 82 et 83). De plus, elle permet d'intégrer des contraintes d'égalité dans le système d'équations à résoudre. Prenons l'exemple des contraintes de positionnement définies précédemment (Eq. 75). Chaque contrainte, définie par une équation, permet d'établir une relation entre les différentes variables du système. Depuis chacune de ces équations, une variable peut être calculée en fonction des autres, puis son expression substituée dans le système global. Ainsi, la contrainte est prise en compte dans la résolution du système. L'inconvénient majeur de cette méthode est son impossibilité à prendre à compte des contraintes d'inégalité. Ceci se traduit par exemple par l'impossibilité de forcer le système à trouver un vecteur solution K tels que

toutes ses composantes soient positives. Or, dans notre application, la réalité physique impose que les coefficients spécifiques de coupe le soient $(K_t(\theta) \ge 0 \text{ et } K_r(\theta) \ge 0)$. C'est pourquoi une seconde méthode de résolution a été implémentée.

Cette seconde méthode met en œuvre une fonction d'optimisation f multi-variables non linéaire, calculée à partir de la somme des carrés des écarts entre les efforts expérimentaux et les efforts simulés (norme du vecteur d'erreur absolue). L'objectif est alors de minimiser cette fonction tout en intégrant les contraintes propres à notre application. Le système à résoudre s'énonce ainsi :

$$f(a_{k},b_{k}) = \left\| F - A^{*} K(a_{k},b_{k}) \right\|$$

$$\begin{cases} \sum_{k=0}^{p} a_{k} \cdot (\theta)^{k} \ge 0 \\ \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \ge 0 \\ \frac{p}{k=0} a_{k} \cdot (\theta)^{k} \right|_{\theta=\frac{\pi}{2}} - \sum_{k=0}^{p} a_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{-\pi}{2}} = 0 \\ \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{\pi}{2}} - \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{-\pi}{2}} = 0 \\ \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} a_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{\pi}{2}} - \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} a_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{-\pi}{2}} = 0 \\ \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{\pi}{2}} - \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} a_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{-\pi}{2}} = 0 \\ \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{\pi}{2}} - \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{-\pi}{2}} = 0 \\ \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{\pi}{2}} - \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{-\pi}{2}} = 0 \\ \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{\pi}{2}} - \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{-\pi}{2}} = 0 \\ \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{\pi}{2}} - \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{-\pi}{2}} = 0 \\ \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{\pi}{2}} - \frac{d}{d\theta} \sum_{k=0}^{p} b_{k} \cdot (\theta)^{k} \Big|_{\theta=\frac{-\pi}{2}} = 0$$
 (78)

Différentes méthodes d'optimisation permettent de minimiser cette fonction, telles que les méthodes de descente (plus forte pente, gradient conjugué...), de Newton Raphson, de la sécante... Afin de considérer les contraintes liées à notre application tout en gardant un temps de calcul raisonnable, nous avons choisi d'utiliser la méthode de quasi-Newton. Elle utilise une approche itérative qui met en œuvre uniquement la dérivée première de la fonction à minimiser. Quant à la dérive seconde, elle est remplacée par une approximation du hessien de f à chaque itération. Par ailleurs, la fonction f définie est continument dérivable deux fois, ce qui permet d'utiliser cette méthode de résolution. Ce problème a été traité à l'aide de la fonction 'fmincon' disponible sur Matlab. La fonction f à optimiser comporte plusieurs minimums locaux. Dans cette configuration et comme dans tous problèmes d'optimisation, la solution trouvée par le système est dépendante des coordonnées du point de départ $x\theta$. Une étude préliminaire a donc été réalisée pour étudier l'impact de son choix sur la détermination des coefficients spécifiques de coupe. Pour cela, 200 combinaisons aléatoires (utilisation de la fonction 'randn') permettant de définir les p+1 coordonnées du point $x\theta$ ont été testées. Ainsi, 200 vecteurs solutions $[a_k, b_k]$, représentant chacun des minimums locaux ont été déterminées. Les fonctions solutions définissant les variations des coefficients spécifiques de coupe ont ensuite été comparées (Figure 109).



Figure 109. Coefficients spécifiques de coupe modélisés par des polynômes d'ordre 5, non contraint en position, obtenus suite à une optimisation avec différentes conditions initiales

Au vue de la figure ci-dessus, le système ne semble pas avoir de problème pour converger. Parmi les vecteurs solutions permettant d'obtenir ces différents minimums locaux, celui ayant la valeur la plus faible de f a été choisi comme optimum global. Cette étude préliminaire a été réalisée pour l'ensemble des fonctions polynômiales étudiées afin de vérifier leur convergence.

Finalement, des polynômes d'ordre 5 à 7 ont été testés, permettant ainsi de mettre en œuvre des polynômes d'ordre pair et impair. La contrainte de position aux bornes du domaine de définition (Eq. 75) a également été expérimentée pour chacun d'entre-eux, celle de tangence (Eq. 76) uniquement pour le polynôme d'ordre 5. L'ensemble des modèles testés, et les degrés de liberté qui leurs sont associés, sont définis dans le tableau ci-dessous.

Ordre du polynôme		p=5		p=6		p=7	
Contrainte de position 'pos'		Х	Х		Х		Х
Contrainte de tangence 'tan'			Х				
Résolution par inversion du système matriciel	12	10	8	14	12	16	14
Résolution par la méthode de quasi-Newton	12	10	8	14	12	16	14

Tableau 24. Degré de liberté des modèles testés ($K_{\rm t}$ et $K_{\rm r}$)

4.4.3. Analyse comparative des résultats

Les efforts d'avance F_f et les efforts normaux F_{μ} , obtenus lors des différents essais d'usinage (a_e partiel et total), ont été utilisés pour identifier les constantes issues des modèles présentés dans les deux parties précédentes (cf. §4.4.1 et §4.4.2). La Figure 110 montre la bonne corrélation entre les efforts expérimentaux et les efforts simulés, obtenus à l'aide du modèle sinusoïdal et des différents modèles polynomiaux d'ordre 5 à 7.



Figure 110. Comparaison des efforts d'avance $F_f(a-c)$ et des efforts normaux $F_n(b-d)$ expérimentaux et simulés pour des a_e de 16 mm (a-b) et de 5.94 mm (c-d)

L'ensemble des modèles proposés prennent correctement en compte l'influence du fibrage, puisque les courbes issues des simulations et des essais expérimentaux concordent. D'un point de vue quantitatif, les critères de comparaison des modèles mis en place au §4.3.5 ont été calculés, puis regroupés dans le Tableau 25 et le Tableau 26, respectivement pour les a_e partiel et total.

$a_e = $	sin	p=5 A ⁻¹ .F	p=5 Q.New	p=6	p=7	p=5 pos	p=6 pos	p=7 pos	p=5 pos tan	
Méthode de	Matricielle	Х	Х							
résolution	Quasi-Newton			Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х
IT (07)	Ff	3.14	3.15	3.14	3.14	3.14	3.14	3.15	3.14	3.40
11 ₂ (70)	Fn	6.02	6.02	6.02	6.02	6.04	6.02	6.02	6.02	5.48
S/N (JD)	Ff	-27.75	-27.74	-27.74	-27.75	-27.49	-27.76	-27.74	-27.76	-28.41
5/N (db)	Fn	-25.41	-25.40	-25.40	-25.40	-25.42	-25.41	-25.40	-25.41	-24.48
R	Ff	0.955	0.955	0.955	0.955	0.955	0.955	0.955	0.956	0.956
	Fn	0.952	0.952	0.952	0.952	0.952	0.952	0.952	0.952	0.950

Tableau 25. Critères de comparaison associés aux modèles sinusoïdal et polynomiaux, $a_{\rm e}$ total

$a_e = a_e$	\sin	p=5 A ⁻¹ .F	p=5 Q.New	p=6	p=7	p=5 pos	p=6 pos	p=7 pos	p=5 pos tan	
Méthode de	Matricielle	Х	Х	-						
résolution	Quasi-Newton			Х	Х	Х	Х	Х	Х	Х
IT (07)	Ff	7.81	5.78	5.71	5.49	7.07	5.78	5.73	5.33	14.99
$11_{20}(70)$	Fn	5.80	3.05	3.24	2.64	2.34	3.05	3.25	2.35	5.39
S/N (dB)	Ff	-26.02	-25.25	-25.23	-25.27	-24.61	-25.25	-25.23	-25.13	-28.73
S/N (db)	Fn	-27.94	-25.80	-25.78	-25.28	-23.81	-25.80	-25.77	-25.29	-27.74
R	$\overline{\mathrm{Ff}}$	0.926	0.964	0.964	0.965	0.945	0.963	0.964	0.968	0.769
	Fn	0.896	0.974	0.969	0.981	0.988	0.974	0.969	0.987	0.912

Tableau 26. Critères de comparaison associés aux modèles sinusoïdal et polynomiaux,

$a_{\rm e}$ partiel

La plupart des résultats obtenus à l'aide de la résolution par inversion matricielle sont similaires à ceux obtenus par la méthode de quasi-Newton. C'est le cas notamment du modèle polynomial d'ordre 5, dont les critères de comparaison sont présentés dans les tableaux cidessus. Seule l'identification des constantes du modèle polynomial d'ordre 5 contraint en position et en tangence aux extrémités de son domaine de variation, ainsi que celle du modèle polynomial d'ordre 7 aboutissent à des résultats différents. Ces derniers sont identifiés par des cases orangées dans le Tableau 24. Effectivement, leur résolution via la méthode matricielle ne permet pas de répondre aux contraintes exposées précédemment ($K_{\ell}(\theta) \ge 0$ et $K_r(\theta) \ge 0$). Les solutions identifiées ont parfois des $K_{\ell}(\theta)$ négatifs et sont alors contraires à toute réalité physique. C'est la raison principale pour laquelle la suite des résultats présentés dans ce rapport sera uniquement associée à la méthode de résolution de quasi-Newton.

L'orientation des fibres dans notre modèle est correctement intégrée. En effet, un modèle classique de matériau homogène isotrope permet de prédire les efforts d'avance et les efforts normaux respectivement avec une erreur (à $\pm 2\sigma$) de $\pm 21\%$ et $\pm 15\%$ (Tableau 22 et Tableau 23), les robustesses associées variant de -37 à -31 dB. L'ensemble des modèles proposés intégrant l'orientation des fibres atteignent des niveaux de précision et de robustesse plus importants. Effectivement, la prédiction des efforts de coupe est très bonne quel que soit le modèle considéré : l'erreur commise s'établit au maximum à $\pm 15\%$ sur la détermination des efforts d'avance et à $\pm 6\%$ sur les efforts normaux, les critères signal/bruit évoluant de -29 à -24 dB (Tableau 25 et Tableau 26).

Malgré les bons résultats obtenus par l'ensemble des modèles, le modèle polynomial d'ordre 5 contraint en position et en tangence aux bornes de son domaine de variation est celui qui présente les résultats les moins intéressants. Ses deux contraintes abaissent à 4 le nombre de degrés de liberté, et contraignent ainsi fortement la forme des fonctions représentatives de l'évolution des coefficients spécifiques de coupe en fonction de l'orientation des fibres (pas de discontinuités possibles...). C'est pourquoi les résultats qui y sont associés ne sont pas les meilleurs : ce modèle est donc mis de côté pour la suite de notre étude.

Au contraire, le modèle polynomial d'ordre 6 permet d'obtenir les meilleurs résultats, avec des prédictions des efforts d'avance et des efforts normaux respectivement à $\pm 5.5\%$ et $\pm 6\%$, et ce quel que soit l'engagement radial de l'outil. Les améliorations par rapport à un modèle considérant un matériau homogène isotrope se chiffrent alors à 74% pour les efforts d'avance (erreur divisée par 4), et 60% pour les efforts normaux (erreur divisée par 3).

En ce qui concerne les opérations de détourage à engagement partiel, les modèles polynomiaux offrent des résultats légèrement supérieurs en termes de qualité à ceux obtenus par le modèle sinusoïdal. Quant aux résultats obtenus pour les opérations de rainurage (engagement total), tous les modèles étudiés sont équivalents vis-à-vis des critères de comparaison calculés : ils offrent tous de très bons résultats (Tableau 25, Figure 110).

Ce phénomène s'explique par l'algorithme de la fonction d'optimisation choisi (norme du vecteur d'erreur absolue). La boucle d'optimisation favorise une solution qui permet surtout de minimiser les efforts dont les niveaux sont les plus importants, afin de minimiser la somme des carrés des écarts entre les efforts expérimentaux et simulés. Le niveau moyen des efforts de coupe générés durant les essais étant plus important pour les engagements radiaux totaux que pour les engagements partiels, et l'identification étant effectuée sur l'ensemble des essais (a_c total et partiel), la détermination des paramètres des différents modèles s'effectue de sorte à minimiser les écarts associés aux essais pleine fraise. Ainsi, les critères d'évaluation associés aux différents modèles, et calculés pour des opérations de rainurage, sont similaires. Seul le modèle polynomial d'ordre 5 contraint en position et en tangence est un peu différent : il offre des résultats légèrement plus précis et plus robuste pour l'identification des efforts normaux mais moins bon pour les efforts d'avance.

Observons alors les variations des coefficients spécifiques radial et tangentiel en fonction de l'orientation des fibres pour les différents modèles mis en place (Figure 111). Les constantes associées sont regroupées dans le Tableau 27 et le Tableau 28.



Figure 111. Coefficients spécifiques (a) tangentiel et (b) radial identifiés par différents modèles en fonction de l'orientation des fibres

Les allures des courbes sont similaires pour la plupart des modèles, en fonction des possibilités que leur accordent leurs degrés de liberté. Nous constatons tout de même une forte divergence du modèle polynômiale d'ordre 7 aux bornes de son domaine de définition.

Cette dernière est présente, mais à un niveau plus faible pour les polynômes de degré inférieur non contraint en position. Les contraintes de position et de tangence imposées au modèle polynomial d'ordre 5 semblent également trop importantes puisque des valeurs nulles de coefficients spécifiques de coupe sont trouvées pour certaines orientations de fibres.

Pour conclure, le modèle polynomial d'ordre 7, contraint ou non en position, est celui qui dispose du plus de degrés de liberté. Ainsi, il possède la plus grande capacité à s'adapter aux variations des efforts en fonction de l'orientation des fibres. Cependant, nous pouvons constater que l'amélioration de la prédiction des efforts n'est pas significative (Tableau 26). De plus, il diverge fortement sur les bornes de son domaine de définition (Figure 111) et nécessite la réalisation d'un nombre important d'essais pour identifier ses constantes. C'est pourquoi ce modèle est mis de côté dans la suite de ce rapport. En raison de la périodicité de notre problème et des divergences importantes observées aux bornes du domaine de définition, les polynômes non contraint en position sont également éliminés.

$\mathbf{K}_{\mathbf{t}}$	\sin	p=5	p=5	p=5 pos tan	p=6	p=6	p=7	p=7 pos
a0	1053 70	1136.6	1136	958 7	955 5	1138.3	974 6	904.5
al	-181.14	-1524.1	-1341.8	-1664.4	-1687.1	-1523.2	-87.9	-1449.0
a2	-56.56	-609.0	-605.0	-383.8	1075.3	-617.1	664.1	1508.5
a3		2357.5	1923.2	2391.9	2663.2	2355.9	-3378.6	2103.3
a4		343.1	341.1	77.8	-1825.7	347.2	-1272.1	-2348.3
a5		-746.8	-559.0	-696.0	-853.3	-704.6	4751.9	-611.8
a6					669.4	-41.7	504.0	823.8
a7							-1468.4	-1.0

Tableau 27. Paramètres identifiés des modèles sinusoïdal et polynomiaux de $K_t(\theta)$

K_r	sin	p=5	p=5 pos	p=5 pos tan	p=6	p=6 pos	p=7	p=7 pos
a0	2361.50	2647.5	2656.6	2482.4	2515.6	2647.6	2592.2	2544.1
al	-1078.60	-3004.4	-2958.0	-776.6	-2762.1	-3016.9	-345.7	-2085.6
a2	171.65	-911.2	-966.5	-208.3	317.6	-911.6	-154.1	84.0
a3		2872.4	2758.6	-2301.5	2396.0	2895.8	-8111.2	17.8
a4		380.5	410.6	42.2	-1206.8	380.7	-845.5	-951.2
a5		-682.4	-632.2	1060.3	-507.7	-678.1	10023.0	1507.2
a6					491.2	-12.7	430.0	422.5
a7							-2856.1	-474.9

Tableau 28. Paramètres identifiés des modèles sinusoïdal et polynomiaux de $K_{\rm r}(\theta)$

Dans la partie suivante, seuls les modèles sinusoïdal et polynomiaux d'ordre 5 et 6 contraints en position sont donc conservés. Même si les résultats obtenus avec le modèle sinusoïdal sont légèrement moins précis (Tableau 26), ils permettent tout de même de très bien prédire les efforts d'avance et les efforts normaux. En effet, les erreurs commises (à $\pm 2\sigma$) s'élèvent respectivement à $\pm 7.8\%$ et $\pm 5.8\%$ (soit ± 33 N et ± 24 N en termes d'efforts), pour les opérations d'usinage à engagement radial partiel. Elles sont identiques aux autres modèles pour les opérations de rainurages. L'intérêt de ce modèle par rapport aux modèles polynomiaux proposés est le nombre très réduit de constantes à identifier. Trois essais seulement sont nécessaires pour définir complètement les variations des coefficients spécifiques de coupe en fonction de l'orientation des fibres. Ces derniers seront réalisés préférentiellement dans un stratifié multidirectionnels. Ainsi, comme nous l'avons précisé précédemment, chaque orientation sera sollicitée un plus grand nombre de fois, et la robustesse des résultats sera améliorée.

4.5. GENERALISATION ET AMELIORATION DU MODELE

4.5.1. Généralisation du modèle

Dans la partie précédente, douze orientations de fibrages ont été testées, mais seulement deux a_e : 5.94 mm et 16 mm (pleine fraise). De plus, un seul niveau d'avance a été utilisé. C'est pourquoi une nouvelle série d'essais a été mise en place afin de généraliser le modèle et vérifier sa validité sur un domaine plus large et dans un autre matériau.

4.5.1.1. Seconde série d'essais

La seconde série d'essai a été effectuée dans un stratifié multidirectionnels, composé par une superposition de pré-imprégné unidirectionnel. La matrice utilisée est une résine époxy (M21), renforcée par des fibres de carbone (T800). Deux laminés possédant des séquences de drapage différentes ont été utilisées (Tableau 29).

	N° plaque	Caractéristiques				
Nombro do plia	1	31				
Nombre de plis	2	34				
Epaisseur des plis	1	0.266				
(mm)	2 0.268					
Séquence de	1	(0/45/90/90/- 45 /90/90/- 45 /0/45/90/90/90/- 45/45/90/45/ - 45 /90/90/90/45/0/-45/90/90/-45/90/90/45/0)				
drapage	2	(0/45/90/90/45/90/90/45/0/45/90/90/90/45/90/90/45/90/90/ 45/90/-45/90/90/45/0/-45/90/90/-45/90/90/45/0)				

Tableau 29. Matériau utilisé pour la seconde série d'essais dédiée à la modélisation des efforts
Une fraise à concrétion diamantée de 16 mm de diamètre et de granulométrie 852 µm a été utilisée pour les différents essais d'usinage, avec une vitesse de coupe de 1400 m/min. Deux engagements radiaux de 20 et 100% (3 et 16 mm), associés à quatre niveaux d'avance différents, ont été testés (Tableau 30).

$a_e (\mathrm{mm})$	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3	Niveau 4
3	0.1	0.23	0.36	0.5
16	0.23	0.3	0.36	0.43

Tableau 30. Avance par tour (mm/tr) en fonction de l'engagement radial de l'outil pour la seconde série d'essais

Les essais en engagement radial partiel ont été effectués en opposition. Six orientations différentes ψ ont également été considérées [-45°, -30°, 0°, 45°, 60°, 90°] : les trois premiers niveaux sont expérimentés dans la plaque n°1 et les trois suivants dans la plaque n°2. Au total, 48 nouveaux essais sont donc considérés. En ce qui concerne la mesure des efforts de coupe, le protocole expérimental est identique à celui défini dans la partie §4.3.3.

Dans la suite, on appellera '*système*' une série de six essais effectués à vitesse d'avance et engagement radial identique, correspondant aux six orientations considérées. Cette seconde série d'essais comporte donc 8 '*systèmes*' différents.

4.5.1.2. Identification des paramètres des modèles sur chaque système

Dans un premier temps, nous avons cherché à vérifier la capabilité des modèles à retranscrire les variations des coefficients spécifiques de coupe en fonction de l'orientation des fibres. La première étape consiste donc à identifier les constantes des modèles séparément pour chacun des systèmes. Cette configuration représente le cas le plus favorable : aucune autre configuration ne permettra d'obtenir de meilleurs résultats avec les modèles considérés.

Les résultats obtenus pour les essais d'usinage en engagement partiel (a_e =3 mm) et total (a_e =16 mm) sont illustrés sur la Figure 112 et la Figure 113, et évalués respectivement dans le Tableau 31 et le Tableau 32.



Figure 112. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts normaux F_n expérimentaux et simulés suite à une auto-identification, $a_e = 3mm$



Figure 113. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts normaux F_n expérimentaux et simulés suite à une auto-identification, $a_e = 16mm$

Les efforts simulés offrent des résultats très satisfaisants. Par ailleurs, pour ce qui concerne les engagements partiels (Tableau 31), les résultats obtenus à l'aide des deux modèles polynomiaux contraints en position sont équivalents en termes de précision et de robustesse. Ils s'avèrent tous deux meilleurs que ceux issus du modèle sinusoïdal.

$a_e = b$	3 mm		\sin	us		p=5 c	ontrain	t en p	osition	p=6	contrair	nt en p	osition
f (m	m/tr)	0.1	0.23	0.36	0.5	0.1	0.23	0.36	0.5	0.1	0.23	0.36	0.5
IT ₂₀	Ff	6.48	7.64	14.60	5.60	1.44	7.40	5.84	2.81	1.58	6.66	4.18	2.94
(%)	Fn	9.02	10.83	2.65	4.99	3.02	7.08	1.41	4.87	1.55	6.63	1.33	3.60
S/N	Ff	-10.12	-17.21	-25.32	-20.17	4.24	-16.52	-16.11	-13.31	3.50	-15.68	-12.65	-13.74
(dB)	Fn	-10.72	-18.13	-8.54	-17.02	-2.26	-14.68	-2.53	-16.29	3.51	-14.17	-2.39	-13.70
D	Ff	0.99	0.98	0.99	0.99	0.99	0.98	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99
n	Fn	0.97	0.96	0.99	0.99	0.99	0.98	0.99	0.99	0.99	0.98	0.99	0.99

Tableau 31. Critères de comparaison obtenus suite à une identification sur chacun des systèmes, a_e=3mm

Tout système représentatif d'opérations de détourage durant lesquelles l'engagement radial de l'outil est partiel (cf. §4.5.1.1), possède une matrice A de rang 12 (Eq. 70 et Eq. 74). En effet, six essais sont réalisés pour ce même système, et donc 12 composantes d'efforts sont mesurées (6 F_{f} et 6 F_{n}). Par conséquent, la méthode de résolution proposée permet de définir 12 paramètres différents d'un modèle donné (répartis entre le coefficient spécifique tangentiel et radial). L'ensemble des modèles retenus dans notre étude peut donc être identifié, puisque le modèle contenant le plus d'inconnues (polynôme d'ordre 6 contraint en position) en contient 12 (Tableau 24).

En ce qui concerne les essais de rainurage (engagement radial total de l'outil), les critères de comparaison calculés ne permettent pas d'identifier un modèle meilleur que les autres, puisque les résultats sont très proches (Tableau 32).

a10	6 mm	sinus, $p=$	5 et p=6 c	ontraint er	n position
f (mr	m n/tr)	0.23	0.3	0.36	0.43
IT ₂₀	Ff	4.25	4.37	3.92	5.12
(%)	\mathbf{Fn}	7.42	7.24	7.21	6.70
S/N	Ff	-26.01	-28.65	-29.20	-33.43
(dB)	Fn	-23.14	-26.02	-27.93	-30.05
D	Ff	0.43	0.56	0.80	0.86
n	Fn	0.99	0.99	0.99	0.99

Tableau 32. Critères de comparaison obtenus suite à une identification sur chacun des systèmes, $a_e=16mm$

Dans le cas d'opérations de rainurage, la symétrie de l'usinage associée au paramétrage adopté fait perdre 8 rangs à la matrice A (rang=4). Le nombre d'équations indépendantes devient alors trop faible pour identifier l'ensemble des paramètres des modèles retenus.

Dans le cas d'une modélisation à l'aide d'une sinusoïde (6 inconnues), l'algorithme d'optimisation utilisé force alors deux constantes sur les six à une valeur nulle, afin de résoudre le système. Les deux constantes concernées sont celles ayant l'impact le plus faible sur la fonction à minimiser. Or, en fonction du système considéré, ces deux constantes ne sont pas toujours les mêmes, ce qui rend impossible la comparaison entre les courbes de $K_{\iota}(\theta)$ et $K_{r}(\theta)$ obtenues. Afin d'éviter ce phénomène, et après observation des solutions obtenues pour les opérations à engagement partiel (Figure 114), les déphasages des fonctions $K_{\iota}(\theta)$ et $K_{r}(\theta)$ ont été forcés à zéro. En effet, les valeurs de ces derniers sont toujours pratiquement nulles. Ainsi, le problème peut être résolu, sans problème de divergence.



Figure 114. Coefficients spécifiques (a) tangentiel et (b) radial obtenus par le modèle sinusoïdal suite à une identification sur chacun des systèmes, a_e=3mm



Figure 115. Coefficients spécifiques (a) tangentiel et (b) radial obtenus par le modèle sinusoïdal suite à une identification sur chacun des systèmes, $a_e = 16mm$

En ce qui concerne les modèles polynomiaux, les solutions trouvées par l'algorithme d'optimisation ne convergent plus, et une multitude de combinaisons potentielles de paramètres est obtenue, correspondant chacune à un minimum local. Contrairement au modèle sinusoïdal, les paramètres des modèles polynomiaux ne s'identifient pas facilement à des caractéristiques géométriques des courbes, associées aux coefficients spécifiques de coupe. Une approche identique ne peut donc pas être utilisée pour fixer certaines contraintes sur le modèle. Malgré cela, les solutions obtenues, tous essais confondus, aboutissent à de bonnes évaluations, présentées dans le Tableau 33.

		sinus	p=5 contraint en position	p=6 contraint en position
IT (%)	Ff	6.83	4.35	4.03
11 25 (70)	Fn	6.90	5.56	5.33
g/N (JD)	Ff	-27.66	-27.28	-27.25
	Fn	-24.72	-24.61	-24.57
р	$\mathbf{F}\mathbf{f}$	0.99	0.99	0.99
n	Fn	0.99	0.99	0.99

Tableau 33. Critères de comparaison obtenus par l'ensemble des modèles suite à une identification sur chacun des systèmes

Finalement, on constate que l'évolution des coefficients spécifiques de coupe est similaire pour l'ensemble des systèmes considérés. Leur valeur moyenne A_t et A_r , ainsi que leur déphasage ψ_t et ψ_r sont proches. Seule leur amplitude B_t et B_r diffère. Plus l'avance par tour est faible, et plus cette-dernière est importante (Figure 114).

En ciblant les valeurs moyennes de ces coefficients, deux systèmes se dégagent tout de même du lot : celui correspondant à l'usinage en engagement partiel à une avance de 0.1 mm/tr (Figure 114b), et celui correspondant à l'usinage en engagement total à 0.43 mm/tr (Figure 115 a). On expliquera par la suite les raisons de ces différences.

Grâce à cette étape d'auto-identification des systèmes, la capacité des modèles à retranscrire les variations des coefficients spécifiques de coupe est validée. Effectivement, les critères calculés montrent de très bons résultats (Tableau 33).

Le modèle sinusoïdal qui présente les résultats les moins précis, permet d'effectuer une erreur (à $\pm 2\sigma$) de seulement $\pm 7\%$ sur les efforts d'avance et sur les efforts normaux (soit ± 49 N et ± 35 N). Le modèle polynomial d'ordre 6 contraint en position abaisse légèrement ces erreurs, respectivement à $\pm 4\%$ et $\pm 5.5\%$ (soit ± 47 N et ± 34 N).

4.5.1.3. Identification globale des paramètres des modèles

Suite à l'étape d'auto-identification, qui a souligné la capabilité des différents modèles à retranscrire les variations des coefficients spécifiques de coupe, nous allons maintenant considérer globalement les huit systèmes testés, définis dans la partie §4.5.1.1.

Les résultats obtenus pour les essais d'usinage en engagement partiel $(a_e=3 \text{ mm})$ et total $(a_e=16 \text{ mm})$ sont illustrés sur la Figure 116 et la Figure 117 et évalués respectivement dans le Tableau 34 et le Tableau 35.



Figure 116. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts normaux F_n expérimentaux et simulés suite à une identification globale, $a_e=3mm$



Figure 117. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts normaux F_n expérimentaux et simulés suite à une identification globale, $a_e=16mm$

L'ensemble des modèles proposés prend bien en compte l'influence du fibrage puisque les mêmes tendances sont observées sur l'évolution des courbes issues des simulations et des essais expérimentaux. Les écarts restent relativement faibles, mais des décalages plus ou moins importants existent entre les courbes expérimentales et simulées. Lorsque des engagements radiaux partiels sont considérés, les efforts sont sous-estimés pour les faibles niveaux d'avance par tour et sont surestimés pour les avances plus importantes. Le phénomène inverse est constaté pour les essais de rainurage (engagement radial total), à un niveau tout de même inférieur. Les écarts les plus importants sont constatés sur les efforts normaux pour les faibles engagements (Figure 116b). Les critères de comparaison confirment ces constatations (Tableau 34, Tableau 35).

$a_{e}=3$	3 mm		sin	us		p=5 c	ontrain	t en po	osition	p=6 c	ontrain	t en po	osition
f (m	m/tr)	0.1	0.23	0.36	0.5	0.1	0.23	0.36	0.5	0.1	0.23	0.36	0.5
IT ₂₀	Ff	14.85	20.91	17.33	10.29	15.52	22.51	17.10	11.39	13.95	22.13	16.15	10.51
(%)	Fn	18.67	27.23	10.20	18.88	19.81	27.59	12.15	19.49	17.51	26.21	11.96	18.85
S/N	Ff	-23.47	-24.82	-34.07	-36.12	-24.08	-25.30	-32.97	-35.17	-24.02	-25.15	-32.80	-35.03
(dB)	Fn	-30.73	-29.96	-20.19	-27.24	-30.78	-30.07	-21.35	-27.43	-30.75	-29.93	-21.26	-27.11
D	Ff	0.95	0.89	0.94	0.96	0.95	0.88	0.94	0.96	0.96	0.89	0.95	0.96
п	Fn	0.88	0.81	0.98	0.91	0.87	0.81	0.96	0.89	0.90	0.86	0.98	0.94

Tableau 34.	Critères de	comparaison	obtenus	suite à	une	identification	globale,	$a_{\rm e}=3mm$
-------------	-------------	-------------	---------	---------	-----	----------------	----------	-----------------

$a_e=1$	6 mm		\sin	us		p=5 c	ontrain	t en po	sition	p=6 c	ontrain	t en po	osition
f (m	m/tr)	0.1	0.23	0.36	0.5	0.1	0.23	0.36	0.5	0.1	0.23	0.36	0.5
IT ₂₀	Ff	4.83	4.77	3.82	6.74	4.82	4.76	3.82	6.74	4.83	4.76	3.81	6.72
(%)	Fn	11.19	7.91	7.10	5.14	11.16	7.89	7.01	5.15	11.1	7.92	7.11	5.16
S/N	Ff	-32.74	-31.59	-32.81	-39.29	-32.81	-31.67	-32.92	-39.24	-32.82	-31.67	-32.91	-39.23
(dB)	Fn	-34.76	-32.04	-27.97	-37.90	-34.84	-32.18	-28.05	-37.78	-34.85	-32.19	-28.07	-37.78
D	Ff	0.46	0.55	0.80	0.79	0.46	0.55	0.80	0.79	0.46	0.56	0.81	0.80
n	Fn	0.96	0.98	0.98	0.99	0.96	0.98	0.99	0.99	0.96	0.98	0.99	0.99

Tableau 35. Critères de comparaison obtenus suite à une identification globale, $a_e=16mm$

En identifiant les paramètres des différents modèles à partir de l'ensemble des essais, le modèle sinusoïdal donne des résultats de qualité équivalente à ceux obtenus par les modèles polynomiaux.

Comme nous l'avons souligné précédemment (cf. §4.4.3), deux sous-systèmes se dessinent : les essais réalisés à faible engagement radial, qui présentent des résultats peu satisfaisants, et ceux concernant les opérations de rainurages (engagement radial total) qui possèdent de très bons résultats. Afin de quantifier ce phénomène, les critères de comparaison ont été calculés pour ces deux sous-systèmes (Tableau 36).

En ce qui concerne les opérations de rainurage, la prédiction des efforts de coupe est bonne quel que soit le modèle considéré. L'erreur commise (à $\pm 2\sigma$) s'établit au maximum à $\pm 7\%$ sur la détermination des efforts d'avance et à $\pm 15\%$ sur les efforts normaux, soit respectivement en termes d'efforts ± 119 N et ± 109 N. Ces erreurs s'élèvent à $\pm 29\%$ et à $\pm 55\%$ pour les opérations d'usinage à engagement partiel, soit respectivement ± 72 N et ± 45 N. Ces niveaux sont relativement importants.

$a_e t$	otal	sinus	p=5	p=6	$a_e pa$	artiel	sinus	p=5	p=6	Ł	rlobal	sinus	p=5	p=6
IT ₂₀	Ff	7.11	7.11	7.10	IT ₂₀	Ff	28.44	29.12	28.89	IT	Ff	20.74	26.69	20.83
(%)	Fn	14.93	14.91	14.92	(%)	Fn	53.73	54.13	53.55	(%) Fn	44.97	60.86	44.99
S/N	$\mathbf{F}\mathbf{f}$	-35.4	-35.3	-35.3	S/N	Ff	-31.9	-31.7	-31.5	S/	N Ff	-34.2	-33.9	-33.8
(dB)	Fn	-34.5	-34.5	-34.5	(dB)	Fn	-28.5	-28.6	-28.5	(dl	B) Fn	-32.5	-32.5	-32.5
П	$\mathbf{F}\mathbf{f}$	0.99	0.99	0.99	Ъ	Ff	0.98	0.97	0.98		Ff	0.99	0.99	0.99
ĸ	Fn	0.99	0.99	0.99	R	Fn	0.97	0.94	0.97		Fn	0.99	0.99	0.99

Tableau 36. Critères de comparaison obtenus par l'ensemble des modèles suite à une identification globale

Les variations des coefficients spécifiques radial et tangentiel en fonction de l'orientation des fibres et pour les différents modèles mis en place, sont illustrées sur la Figure 118. Les constantes associées à leur modèle respectif sont regroupées dans le Tableau 37.



Figure 118. Coefficients spécifiques tangentiel et radial obtenus suite à l'identification globale

$\mathbf{K}_{\mathbf{t}}$	sin	p=5 position	p=6 position	K _r	sin	p=5 position	p=6 position
a0	1060	681.13	624.16	a0	2167.6	1899.1	1971.1
al	-168.16	-377.62	-203.96	a1	-369.41	-813.66	-1210.2
a2	-85.519	1569.5	1853.2	a2	44.937	1572.4	1129.1
a3		306.03	-82.67	a3		681.11	1574.7
a4		-747.97	-892.82	a4		-840.9	-600.66
a5		-62.002	67.006	a5		-142.4	-439.42
a6			15.89	a6			-73.242

Tableau 37. Paramètres associés aux différents modèles, obtenus suite à une identification globale

La modélisation des coefficients spécifiques de coupe à l'aide de fonctions sinusoïdales présentent des variations différentes de celles observées pour les modèles polynomiaux, contraints en position. Des écarts importants peuvent être notés sur les bornes de leur domaine de définition. Pourtant, les modèles polynomiaux ne permettent pas d'obtenir des résultats plus intéressants en termes de précision et de robustesse (Tableau 36). De plus, ils nécessitent la réalisation d'un plus grand nombre d'essais pour la phase d'identification des paramètres. Pour finir, cette identification mène parfois à une multitude de combinaisons potentielles de solutions (divergence du problème d'optimisation en cas d'engagement total, cf. §4.5.1.2), sans qu'aucune solution alternative, comme celle utilisée pour le modèle sinusoïdal, ne soit possible. C'est pourquoi seul le modèle sinusoïdal sera conservé dans la suite de notre étude.

4.5.2. Amélioration du modèle

4.5.2.1. Voie d'amélioration

Dans la partie précédente, nous avons montré, suite à l'identification globale des constantes, que le modèle sinusoïdal permettait de retranscrire l'influence de l'orientation des fibres, puisque l'évolution des efforts simulés par rapport aux efforts expérimentaux était identique. Cependant, des décalages plus ou moins importants entre ces courbes ont été soulignés. Lorsque des engagements radiaux partiels sont considérés, les efforts sont sous-estimés pour les faibles niveaux d'avance par tour et sont surestimés pour les avances plus importantes. Le phénomène inverse est constaté pour les essais de rainurage (engagement radial total). C'est pourquoi nous avons décidé d'améliorer le modèle sinusoïdal proposé.

Le modèle d'effort mis en place au début de ce chapitre est basé sur une hypothèse : les efforts de coupe sont proportionnels à la section du copeau (cf. §4.2.1). Un modèle linéaire a donc été mis en place (Eq. 79) :

$$F_{te}(\chi) = K_t(\theta).a_p.h_c$$

= $(A_t + B_t.\sin(2.\theta + \psi_t)).a_p.h_c$ (79)

Or, tout comme dans l'étude de [Bud96] (Eq. 7), la seconde série d'essais montre qu'un modèle affine aurait été plus adapté. La Figure 119 illustre ce phénomène. Sur cette figure, les droites obtenues par régression linéaire relient les mesures obtenues pour une même orientation d'usinage à différentes avances.



Figure 119. (a) Effort d'avance et (b) Effort normal en fonction de l'avance par tour, a_e partiel

On constate alors, quelle que soit l'orientation des fibres, que les droites des moindres carrés associées aux essais ont une ordonnée à l'origine non nulle (Figure 119). C'est pourquoi un nouveau modèle affine d'effort est défini :

$$F_{te}(\chi) = K_t(\theta).a_p.(h_c + h_t^*)$$

$$= (A_t + B_t.\sin(2.\theta + \psi_t)).a_p.(h_c + h_t^*)$$

$$F_{re}(\chi) = K_r(\theta).a_p.(h_c + h_r^*)$$

$$= (A_r + B_r.\sin(2.\theta + \psi_r)).a_p.(h_c + h_r^*)$$
(80)

Les coefficients spécifiques de coupe restent modélisés par le modèle sinusoïdal défini dans la partie §4.4.1. Huit constantes doivent donc être identifiées pour ce nouveau modèle : la moyenne, le déphasage, l'amplitude des coefficients spécifiques tangentiel et radial ainsi que les termes associés au décalage de l'origine h_t^* et h_r^* . Quatre essais peuvent donc suffire à résoudre le système d'équations (composantes des efforts d'avance et des efforts normaux).

Revenons aux résultats présentés sur la Figure 119. Les coefficients de corrélation des régressions linéaires associées aux différents essais montrent l'adéquation entre le modèle choisi et les résultats expérimentaux. Ils nous permettent d'identifier aisément les essais biaisés. En ce qui concerne les essais à engagement partiel, trois expérimentations semblent suspectes : les essais à une avance de 0.36 mm/tr à $\psi = 45^{\circ}$ et 60°, et à 0.23 mm/tr à $\psi = 45^{\circ}$. Une analyse identique a été effectuée sur les essais de rainurage. Les quatre essais effectués à 0.43 mm/tr montrent que l'outil est entré dans sa phase de saturation. C'est pourquoi ces quelques points ont été écartés dans la suite de notre étude.

4.5.2.2. Identification des paramètres par sous-système

Lors de l'identification globale des constantes, la prédiction des efforts engendrés lors des essais réalisés à faible engagement radial présentent des résultats peu satisfaisants, contrairement à ceux obtenus pour les essais de rainurage (Figure 116). Même si les tendances sont présentes, des décalages entre les efforts simulés et les efforts expérimentaux sont observés. Afin de valider les éventuels apports du modèle affine sur les essais les plus critiques, nous considérerons séparément dans cette partie les essais à engagement radial partiel et total. Un modèle différent sera identifié pour chacun de ces sous-systèmes. Une fois cette phase terminée, un modèle global sera à nouveau identifié.

La Figure 120 a-b et le Tableau 38 présentent les résultats obtenus pour le soussystème ' a_e partiel'. Sur la Figure 120, les courbes en traits pointillés correspondent aux efforts simulés avec le modèle d'effort linéaire (Eq. 79) et celles en traits continus correspondent aux efforts simulés avec le modèle affine (Eq. 80).



Figure 120. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts normaux F_n expérimentaux et simulés suite à une identification par sous-système, $a_e=3mm$

L'effet escompté a eu lieu puisque les efforts simulés ne sont plus sous-estimés pour les faibles niveaux d'avance par tour $(F_n \text{ pour } f=0.1 \text{ mm/tr})$ et ne sont plus surestimés pour les avances plus importantes $(F_n \text{ pour } f=0.5 \text{ mm/tr})$. La Figure 121 a-b, qui présente les résultats obtenus pour le sous-système ' a_e total', illustre également les améliorations apportées par le nouveau modèle.



Figure 121. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts normaux F_n expérimentaux et simulés suite à une identification par sous-système, $a_e = 16$ mm

$\mathbf{K}_{\mathbf{t}}$	a _e total	$\mathbf{a}_{\mathbf{e}}$ partiel	K_r	a _e total	$\mathbf{a}_{\mathbf{e}}$ partiel
A_t	1021.10	829.16	A_r	2122.90	1759.60
B_t	-271.74	-309.45	B_r	-498.07	-861.56
ψ_t	0	23.61	ψ_r	0	-23.53
C_t	0	10.99	C_r	0	48.65

Tableau 38. Identification des constantes des différents modèles obtenus suite à une identification par groupe

Les critères de qualification évalués pour les deux sous-systèmes et pour le système global (identification par sous-système) sont présentés dans le Tableau 39. Ils confirment les améliorations notées précédemment, apportées par le modèle d'effort affine.

$a_e t$	otal	0.23	0.3	0.36	a _e pa	artiel	0.1	0.23	0.36	0.5	a _e total	a _e partiel
IT 2	Ff	4.27	4.63	4.39	IT ₂₇	Ff	12.89	8.89	6.86	6.59	4.45	9.30
(%)	Fn	10.07	7.00	6.95	(%)	Fn	7.92	1.28	1.08	4.42	10.88	4.71
S/N	Ff	-27.74	-29.30	-30.28	S/N	Ff	-16.72	-18.51	-20.07	-22.11	-29.3	-19.83
(dB)	Fn	-31.13	-26.32	-30.92	(dB)	Fn	-11.10	-2.12	-1.63	-15.86	-29.95	-11.87
D	Ff	0.50	0.52	0.76	D	Ff	0.96	0.99	0.99	0.98	0.99	0.99
R	\mathbf{Fn}	0.98	0.99	0.98		Fn	0.95	0.99	0.99	0.99	0.99	0.99

Tableau 39. Critères de comparaison obtenus suite à une identification par sous-système

En ce qui concerne le sous-système ' a_e partiel', l'erreur commise (à $\pm 2\sigma$) a chutée de $\pm 26\%$ à $\pm 9\%$ pour les efforts d'avance et de $\pm 34\%$ à $\pm 5\%$ pour les efforts normaux. L'amélioration apportée sur les valeurs moyennes (décalages des courbes) est retranscrit également à travers le critère S/N : il s'améliore de -28 à -20 dB pour les efforts normaux et de -27 à -12 dB pour les efforts normaux (Tableau 39).

Pour les opérations de rainurage, l'erreur commise (à $\pm 2\sigma$) s'est également améliorée malgré une chute moins spectaculaire : passage de $\pm 7\%$ à $\pm 4.5\%$ et de $\pm 17\%$ à $\pm 11\%$ respectivement pour les efforts d'avance et les efforts normaux. Le critère signal/bruit progresse de -35 à -29 dB (F_d) et de -35 à -30 dB (F_μ).

L'utilisation de ce système d'identification permet d'obtenir des résultats de bonne qualité. En effet, l'ensemble des essais réalisés couvrent une large gamme de vitesses d'avance et la totalité du panel des orientations des fibres. Ils aboutissent à une bonne prédiction des efforts avec seulement 5 à 10% d'erreurs.

Les améliorations constatées pour la simulation des efforts générés durant des opérations d'usinage à engagement radial partiel proviennent essentiellement de la modification apportée aux modèles d'efforts (passage d'une fonction linéaire à une fonction affine). Celles constatées pour les opérations de rainurage proviennent principalement de la suppression des essais aberrants, lié à la saturation de l'outil.

4.5.2.3. Identification globale des constantes

L'amélioration apportée par le modèle affine des efforts a été validée. La dernière étape consiste donc à quantifier l'amélioration globale effectuée sur l'ensemble des essais, avec une identification unique des coefficients spécifiques de coupe. Tous les essais réalisés sont utilisés pour la phase d'identification. Celle-ci nous amène aux résultats présentés dans le Tableau 40, regroupant notamment les erreurs globales de prédiction des efforts et par sous-systèmes.

		a _e total	a _e partiel	Global
TTT (07)	\mathbf{Ff}	5.17	19.84	14.97
$11_{2\sigma}(70)$	Fn	10.68	28.58	23.83
	$\mathbf{F}\mathbf{f}$	-30.4	-29.4	-29.9
5/N (ab)	Fn	-29.9	-24.7	-27.9
р	$\mathbf{F}\mathbf{f}$	0.99	0.99	0.99
ĸ	Fn	0.99	0.98	0.99

Tableau 40. Critères de comparaison obtenus suite à une identification globale

La suppression des quelques points aberrants et l'utilisation du modèle d'effort affine ont permis d'effectuer les gains suivants :

- Engagement total : diminution de l'erreur commise sur les efforts d'avance de ± 7% à ± 5% (à ± 2σ), et de ± 15% à ± 11% sur les efforts normaux (Tableau 36, Tableau 40)
- Engagement partiel : diminution de l'erreur commise sur les efforts d'avance de $\pm 29\%$ à $\pm 19\%$ (à $\pm 2\sigma$), et de $\pm 54\%$ à $\pm 28\%$ sur les efforts normaux.

Tous essais confondus, le modèle d'effort affine associé aux modèles sinusoïdaux des coefficients spécifiques de coupe (Figure 122) permet de prédire les efforts d'avance à \pm 15% (soit \pm 61N) et les efforts normaux à \pm 24% (soit \pm 49N). Les essais considérés mixent des configurations de détourage relativement diversifiées, alliant différentes vitesses d'avance, différents engagements axiaux et radiaux de l'outil, et par conséquent différentes séquences de drapage.



Figure 122. Coefficients spécifiques tangentiel et radial obtenus suite à l'identification globale et par sous-système

Les améliorations obtenues sont notables, principalement sur les efforts normaux. La détermination de cette composante est primordiale dans le cadre de l'utilisation de ce modèle (cf. §4.1). Si l'on envisage de prédire les déformations associées aux moyens de production (type robot), en fonction des efforts générés durant l'usinage, il sera possible avant l'usinage de savoir si le process est capable de répondre aux contraintes dimensionnelles imposées par le CdCf. Effectivement, la composante normale des efforts est responsable de la non-tenue des côtes dimensionnelles, ce qui explique la nécessité de sa précision. Un exemple mettant en avant cette caractéristique sera traitée dans le §4.7.

4.6. MECANISMES DE COUPE

A partir de la modélisation des coefficients spécifiques de coupe obtenue dans la partie précédente, les résultats ont été transposés à une application de coupe orthogonale afin de comprendre les mécanismes de génération des copeaux. Pour cela, les efforts de coupe F_t et F_r d'un grain sont projetés dans le repère des fibres. La résultante des efforts F_{res} est alors constituée de deux composantes : F_{axi} dans la direction des fibres ; et F_{trans} perpendiculaire à l'axe des fibres.

Le repère $(\vec{x}_{f\bar{l}b}; \vec{y}_{f\bar{l}b})$ utilisé pour cette projection est obtenu par une rotation du repère du grain $(\vec{x}; \vec{y})$ d'un angle θ (angle formé entre la vitesse de coupe et l'orientation des fibres) (Figure 123).



Figure 123. Repère de projection des efforts de coupe : (a) θ =-30°, (b) θ =+30°

La section du copeau considérée est égale à 1 mm² ($f=0.1 \text{ mm/tr}, a_p=10 \text{mm}$). A partir de ces données, les efforts de coupe générés ont été simulés à l'aide de l'équation (Eq. 80). Les résultats obtenus sont illustrés sur la Figure 124.



Figure 124. Projection des efforts de coupe dans le repère des fibres

Les fibres orientées à 62° sont soumises à de la compression pure durant la coupe puisque la composante transverse de la résultante est nulle. Le cisaillement le long de l'interface fibre/matrice est alors important. Les fibres orientées à -32° sont soumises à l'effort transverse maximal. Le cisaillement le long des fibres est lui quasi-nul (proche de 0) (Figure 124).

Pour pouvoir analyser correctement ce graphique et mieux comprendre les phénomènes mis en jeu, l'angle de coupe réel des grains doit être connu. C'est pourquoi l'outil *ToolScann* a été utilisé. Les angles de coupe α (Figure 125a) ont été déterminés pour chacun des grains identifié comme participant à la coupe ; et ce pour différents niveaux d'avance (Figure 125b). Nous pouvons alors constater que les fraises à concrétions diamantées sont des outils à angles de coupe très négatifs, quelque soit l'avance. Plus de 80% des points participant à la coupe ont un angle de coupe inférieur à -45°.



Figure 125. (a) Définition de l'angle de coupe d'un grain, (b) Distribution des angles de coupe des points usinant sur une fraise à concrétions diamantées de G852 µm

A partir de ces nouvelles données, les variations associées à la contrainte de cisaillement peuvent être expliquées. Lorsque les fibres sont orientées aux alentours de -30°, les faces de coupe des grains usinant sont majoritairement orientées parallèlement à l'axe des fibres (Figure 123a). Les efforts axiaux F_{axi} appliqués sur celles-ci sont alors très faibles. La coupe est majoritairement liée aux efforts transverses F_{trans} , orientés perpendiculairement par rapport à la face de coupe. Les plis sont alors comprimés les uns contre les autres, générant des efforts importants. Sous l'outil, les fibres ont alors tendance à se courber, et à se redresser suite à son passage (Figure 126). Cette configuration est la moins favorable à la coupe puisque la résultante des efforts générés est maximale.



Figure 126. Redressement des fibres à -45° après le passage de l'outil

Pour les fibres orientées à 60°, les mécanismes sont différents puisque les faces de coupe des grains usinant sont majoritairement orientées perpendiculairement à l'axe des fibres. Cette configuration est optimale pour la coupe (effort résultant minimal) : les efforts transverses sont très faibles tandis que les efforts axiaux générés sont importants (Figure 124). La coupe est alors liée à l'effort de compression de l'outil, qui génère du cisaillement le long de l'interface entre les fibres et la matrice. La fissure ainsi créée autorise alors le fléchissement des fibres, que le mouvement d'avance du grain tend à redresser. Ces dernières finissent par se rompre. Les coefficients spécifiques de coupe obtenus pour ces orientations de fibres sont les plus faibles. En effet, cette interface fibre/matrice constitue un des points critiques des matériaux composites à matrice polymère : leur faible résistance au cisaillement interlaminaire (Tableau 3) [Luy08].

Dans notre étude, les valeurs du coefficient spécifique tangentiel obtenues sont plus faibles que celle du coefficient spécifique radial. Ceci s'explique notamment par les angles de coupe fortement négatifs qu'offrent les fraises à concrétions diamantées (Figure 125b). Les études réalisées dans des matériaux similaires (CFRP) avec des outils à plaquettes carbure ou PCD [Kan91] [Wan95a] [Bha05] montrent le phénomène inverse. En effet, les valeurs maximales des coefficients spécifiques de coupe tangentiel et radial sont respectivement de l'ordre de 700 MPa et 400 MPa, pour l'orientation des fibres la plus pénalisante. La Figure 127, construite à partir de la notation de θ utilisée dans ce manuscrit (Figure 4), illustre ce phénomène. Dans cette seconde configuration, les zones coupantes sont saillantes et les angles de coupe considérés sont positifs (compris entre 0 et 18°). La coupe est donc meilleure ce qui explique pourquoi les coefficients spécifiques de coupe associés au couple outil/matière sont plus faibles.

Les épaisseurs de copeau moyen amplifient cette différence de comportement entre les deux technologies d'outils. En effet, la coupe à l'aide de fraises à concrétions diamantées fait intervenir des copeaux moyens de l'ordre de 0.02 à 0.08 mm, tandis que les études citées précédemment, mettant en œuvre les outils à plaquettes, considère un copeau moyen de 0.1 à 0.25 mm.



Figure 127. Comparaison des coefficients spécifiques de coupe pour des outils à angle de coupe positif et négatif

Il est intéressant de noter que les orientations des fibres correspondant aux K_{ℓ}/K_r maximales ne sont pas identiques. Dans les études concernant les outils à angle de coupe positif, les maximums sont obtenus respectivement aux alentours de 90° et de -20° pour les coefficients spécifiques tangentiel et radial, et les minimums aux alentours de 0° et de 20°. En effet, quand les fibres sont orientées à 90°, elles sont pratiquement parallèles à la face de coupe de l'outil tandis qu'à 0°, elles y sont perpendiculaires. Les phénomènes explicités précédemment pour les outils à concrétions diamantées et les mécanismes de coupe détaillés par de nombreux auteurs et synthétisés dans le premier chapitre de ce manuscrit tendent vers des conclusions similaires. Il serait intéressant, par la suite, de tester notre modèle de coupe dans le cadre d'opérations de détourage à l'aide d'outil à plaquettes afin de vérifier ces tendances.

4.7. APPLICATION DU MODELE AU DETOURAGE ROBOTISE D'UNE PIECE EN MATERIAU COMPOSITE

En raison des dimensions importantes que peuvent atteindre les pièces fabriquées en matériaux composites, l'utilisation de robots équipés de broche d'usinage devient de plus en plus courante. Outre sa grande flexibilité, ce type de moyen de production permet aux industriels d'engager des sommes moins importantes, puisque leur coût est 3 à 4 fois moins élevé que celui d'une machine-outil à commandes numériques, à espace de travail identique. Cependant, leur précision et leur rigidité sont beaucoup plus faibles.

La prédiction des efforts de coupe générés par l'usinage devient alors primordiale. Une fois le robot modélisé, la connaissance des sollicitations mécaniques permet effectivement de déterminer les déformations associées au porteur (quelques mm). Ainsi, sa capabilité à parachever une pièce donnée, c'est-à-dire sa capacité à respecter les intervalles de tolérances associés à chaque entité, peut être déterminée.

Dans cet exemple, le détourage d'une pièce de type structure aéronautique, en matériau composite stratifié, à base de fibres de carbone T800 et de matrice époxy M21, est envisagé (Figure 128). Comme la séquence de drapage dépend des sollicitations mécaniques auxquelles la pièce est soumise, cette dernière peut localement varier très fortement.



Figure 128. Définition géométrique de la pièce et des efforts d'usinage simulés

Ses caractéristiques géométriques sont présentées dans le Tableau 41, de même que les conditions de coupe utilisées pour le détourage. L'utilisation d'un robot sériel 6 axes est considérée (*KUKA KR240-2*).

	Caractéristiques			
Nombre de plis	30			
Epaisseur des plis	0.27 mm			
Séquence de drapage	(0/-45/90/90/45/90/90/45/0/-45/90/90/90/-45/90/-45/45/90/90/			
	90/-45/0/45/90/90/45/90/90/-45/0)			
Diamètre outil	16 mm			
Vitesse de rotation	28000 tr/min			
Avance par tour	$0.25 \mathrm{~mm/tr}$			

Tableau 41. Caractéristiques géométriques de la pièce et conditions de coupe associées

Deux posages ont été traités dans notre application (Figure 129) : un positionnement horizontal de la pièce devant le robot (placement 1) ou un positionnement vertical de la pièce (placement 2). Les deux assurent la T-parcourabilité de la trajectoire associée au détourage des entités. Cette propriété permet d'assurer que le robot ne change pas brusquement de configuration durant l'usinage d'une entité.



Figure 129. Placement de la pièce dans l'espace de travail du robot [Dum11]

4.7.1. Influence du placement de la pièce sur les écarts d'usinage générés

Dans un premier temps, les efforts de coupe générés lors de l'usinage ont été simulés pour chaque entité de la pièce en fonction de son épaisseur, de sa séquence de drapage et de l'orientation de la rainure réalisée (Figure 128). Les constantes associées au modèle de prédiction des efforts utilisé dans cette simulation (Eq. 80), ont été identifiées à partir de l'ensemble des essais expérimentaux présentés précédemment (§4.3.3 et §4.5.1.1). La précision des efforts simulés s'établit donc à \pm 5% pour les efforts d'avance et \pm 11% pour les efforts normaux (Tableau 40). Entre les différentes entités de fabrication, les efforts d'avance et les efforts normaux varient respectivement de 125N et de 150N, soit de 13% et 33%, en raison du

changement d'orientation des fibres par rapport à la direction de l'avance (cf. Figure 128 et Tableau 41).

Après avoir été déterminés, ces efforts ont ensuite été projetés dans le repère $(\vec{x} ; \vec{y} ; \vec{z})$ de la pièce. Puis, les travaux de Dumas et al. [Dum10] ont été utilisés afin de déterminer les déformations du robot associées à ces efforts de coupe, en fonction du placement de la pièce dans son espace de travail. Pour cela, le robot a été modélisé en considérant des bras rigides (hypothèse de raideur infinie) et des articulations souples. Les paramètres de raideur de chaque articulation ont été identifiés.

La Figure 130 présente, pour quelques points, les écarts calculés entre la trajectoire réelle et la trajectoire programmée. Les valeurs renseignées correspondent à la projection de l'écart total sur la normale à la surface usinée. En effet, c'est cette composante qui est responsable du non-respect des intervalles de tolérances. Les valeurs moyennes et maximales de ces écarts, tous points confondus (2000 points calculés), sont également définies.

Placement		1	2	Placement		2		
	P1	0.21	0.51	Ecart tous points confondus (mm) maximal	0.73	0.85		
	P2	0.09	0.41	moyen	0.27	0.41		
	P3	0.46	0.55	· · · · ·	<u>.</u>			
	P4	0.26	0.40	P9	10 P11			
Ecarts	P5	0.36	0.12					
en qq	P6	0.61	0.60	P8				
points	Ρ7	0.36	0.37					
(mm)	P8	0.23	0.35	P7				
	P9	0.58	0.63					
	P10	0.69	0.24	P5 P2 P2				
	P11	0.22	0.05	···P4 P3				
	P12	0.14	0.79					

Figure 130. Ecarts en bout d'outil le long de la trajectoire (porteur non rigide)

Les résultats obtenus soulignent l'importance des déformations du robot sous les sollicitations mécaniques générées par la coupe. Sous des efforts moyens d'environ 1100 N, des écarts s'élevant en moyenne à 0.27 et 0.41 mm, en fonction de la position de la pièce dans l'espace de travail du robot, ont été constatés entre la trajectoire souhaitée de l'outil et sa

trajectoire réelle. Ces déformations sont très importantes par rapport à celles que l'on pourrait obtenir sur une MOCN.

Si l'on considère plus particulièrement les points où les écarts calculés sont les plus importants (P10 et P12 : Figure 128), des variations d'environ 125N sur les efforts d'avance et de 150N sur les efforts normaux sont constatées (F_f et F_{μ}). Les écarts de trajectoire qui y sont associés sont très différents, quel que soit le posage choisi : 0.69 et 0.24 mm pour P10, 0.22 et 0.05 mm pour le P11, et 0.14 et 0.79 mm pour P12 (Figure 130).

Les résultats montrent que le placement 1 est le plus approprié au parachèvement de cette pièce puisque les écarts moyen et maximal calculés sont les plus faibles. Afin d'expliquer ces résultats, il est nécessaire de se rappeler que seules les sollicitations normales à la surface usinée F_{μ} impactent sur les défauts de la pièce. Or l'orientation des fibres a un impact important sur cette composante (Figure 121), d'où l'intérêt du modèle.

Etant donné que les raideurs des trois premiers axes du robot sont similaires et que l'axe 1 est celui qui est généralement le plus éloigné de la pièce, les déformations qui y sont associées sont les plus importantes, puisque le moment créé autour de cet axe est le plus élevé. Si l'on considère la trajectoire P1 à P3, le moment maximal crée autour de l'axe 1 par l'effort F_{μ} dans la configuration 2 est plus élevé puisque le bras de levier est plus important (Figure 129) : les déformations qui y sont associées sont donc plus importantes (Figure 130). Des analyses similaires peuvent être effectuées pour l'ensemble des points de la trajectoire. De même, différentes règles peuvent être établies pour aider l'opérateur à choisir correctement le placement de la tâche à l'intérieur de l'espace de travail du robot. Ainsi, les déformations observées peuvent être significativement réduites.

4.7.2. Influence de l'orientation des fibres sur les écarts d'usinage générés

Les écarts présentés dans la partie précédente soulignent l'influence de la position du robot par rapport à la position de la tâche à effectuer. Ils englobent également l'influence de l'orientation des fibres. Afin d'isoler ce deuxième facteur, des simulations complémentaires ont été effectuées.

Dans les configurations précédentes, l'orientation des fibres au niveau du point P10 (Figure 128), où le défaut créé est important (Figure 130), est de 0°. L'écart normal à la surface, généré au niveau de ce point, a été déterminé pour d'autres orientations de fibres, pour les deux configurations du robot envisagées. Les résultats obtenus sont présentés dans le

Fibr	rage	Placement 1	Placement 2
	-45°	0.79	0.34
	-30°	0.77	0.31
Ecarts P10	0°	0.71	0.29
(mm)	45°	0.78	0.32
	60°	0.79	0.32
	90°	0.84	0.36

tableau ci-dessous. Ces nouvelles données permettent de séparer, d'une part, l'influence de l'orientation des fibres, et d'autre part, celle du placement du robot par rapport à la tâche.

Tableau 42. Ecarts au point P10, en fonction de l'orientation des fibres dans la pièce

Les écarts générés varient respectivement de 18% et de 37% en fonction de l'orientation des fibres pour les deux configurations du robot. L'intérêt du modèle est ici clairement souligné. Il montre que, même avec un intervalle de prédiction des efforts de \pm 60N (à \pm 2 σ), le modèle proposé permet d'aboutir à une solution discriminante. La position du robot est aussi très importante puisqu'elle contribue à des améliorations moyennes de l'ordre de 60% des écarts observés.

Une fois les écarts entre la trajectoire programmée et la trajectoire réelle connus en chaque position, il suffit de les comparer aux intervalles de tolérances associés à chaque entité. Ainsi, la capabilité du moyen de production en fonction de la qualité requise par le cahier des charges peut être ou non validée. Cet exemple illustre tout particulièrement l'intérêt du modèle d'effort proposé.

4.8. CONCLUSION

Dans ce chapitre, une démarche en plusieurs étapes a été mise en place afin de déterminer un modèle de prédiction des efforts de coupe, dans le cadre d'opérations de détourage de matériaux composites stratifiés, à l'aide de fraises à concrétions diamantées. Le modèle analytique proposé prend non seulement en compte la séquence de drapage de la pièce, définie par exemple dans son modèle numérique (module *Composite* de *Catia...*), et donc l'influence de l'orientation des fibres, mais également l'influence de la vitesse d'avance de l'outil, de son engagement axial et radial.

Auparavant, aucun modèle permettant de prédire les efforts dans le cadre d'opérations de détourage à l'aide de fraises à concrétions diamantées n'existait. C'est pourquoi nous

avons proposé une nouvelle approche, différente de celle utilisée habituellement pour les fraises à dents, permettant de prendre en compte la répartition aléatoire des grains de l'outil, et donc des 'arêtes de coupe'. Pour cela, nous avons effectué l'hypothèse qu'une multitude de points, répartis continument et avec hétérogénéité autour de l'outil, participaient à la coupe.

En ce qui concerne le fibrage, un modèle exploratoire, dont l'objectif consiste à observer l'allure des variations des coefficients spécifiques de coupe, a été mis en place dans un premier temps. Suite à l'analyse des résultats obtenus, différents modèles ont ainsi été proposés (modèle sinusoïdal et polynomiaux de différents ordres...). La corrélation de ces derniers avec nos résultats expérimentaux a été mesurée au travers de trois critères : l'intervalle de tolérance de l'erreur relative (à $\pm 2\sigma$, soit 95% de la population des efforts), le rapport signal sur bruit (S/N) et le coefficient de corrélation (R). A partir d'une seconde série d'essais destinée à généraliser le modèle, des améliorations ont été apportées. Finalement, un modèle affine des efforts de coupe en fonction de l'avance a été retenu, en raison de sa précision et de sa robustesse. Ce dernier est couplé à un modèle sinusoïdal des coefficients spécifiques de coupe en fonction de l'orientation des fibres (Eq. 80). La prédiction des efforts d'avance sur l'ensemble des configurations testées, soit une centaine d'essais (variations de l'engagement axial, radial, de la séquence de drapage et de la vitesse d'avance), est ainsi établie à ± 15 % (soit ± 60 N) et celle des efforts normaux à $\pm 24\%$ (soit ± 50 N).

A partir des résultats obtenus par ce modèle, une première réflexion a été effectuée autour des mécanismes générant la coupe des fibres. Ces derniers semblent mettre en œuvre des phénomènes similaires à ceux observés durant la coupe à l'aide d'outils à angles de coupe négatifs. La fragilité de l'interface fibre/matrice, et son importance au niveau du processus de formation du copeau a notamment été soulignée.

Finalement, une application associée au modèle de prédiction des efforts a été menée. Pour cela, le détourage d'une pièce composite de type aéronautique à l'aide d'un robot usineur a été considéré. A partir de l'épaisseur de la pièce et de sa séquence de drapage, les efforts générés par la coupe ont été simulés et les déformations du robot prédits. Ainsi, la capabilité du moyen de production en fonction de la qualité requise par le cahier des charges a pu être déterminée, illustrant ainsi la nécessité d'un tel modèle, et le potentiel de son exploitation.

CONCLUSIONS

Les travaux présentés dans ce manuscrit se consacrent au parachèvement de pièces en matériaux composites. Les procédés dédiés à leur détourage ainsi que les difficultés rencontrées lors de la réalisation de ces opérations de finition sont nombreux. L'apparition sans cesse grandissante de nouveaux matériaux composites rend d'autant plus difficile la problématique de sélection, qui permet d'associer à chaque application, un procédé de parachèvement et des conditions opératoires adaptées. Afin de résoudre cette problématique, trois grandes thématiques ont été successivement explorées au cours de cette thèse : les méthodologies de choix de procédés et de paramètres opératoires ; l'usinage de matériaux composites, et plus particulièrement le procédé de détourage à l'aide de fraises à concrétions diamantées ; et enfin les modèles de coupe associés à cette technologie d'outils (proposition de modèle de prédiction des efforts de coupe).

L'état de l'art effectué sur ces différentes thématiques a souligné la présence de différents verrous scientifiques. Le premier concerne l'absence de méthodologie, propre au détourage des matériaux composites, qui permette une mise en concurrence des procédés de parachèvement. Afin de soutenir l'expert méthodes dans cette opération complexe, une méthodologie en quatre étapes a donc été proposée, afin de sélectionner le ou les procédés les plus adaptés au parachèvement d'une pièce, ainsi que leurs conditions opératoires optimales.

Afin d'aboutir à une solution potentiellement multi-procédés, la méthode générale développée propose une approche basée sur le découpage de la pièce en différentes entités géométriques. Une fois celui-ci effectué, une analyse locale est réalisée sur chaque entité afin de classer les procédés les plus adaptés à son parachèvement. Puis, les entités de fabrication ayant obtenu le même classement sont regroupées : c'est ce que l'on appelle l'analyse topologique. La dernière étape consiste ensuite à considérer le problème dans sa globalité en intégrant les données liées à l'enchaînement des entités : changements d'outils, de posages, déplacements à vide... Les algorithmes génétiques ont été retenus pour la mise en œuvre de

cette étape en raison de leurs capacités à résoudre ce type de problématique, au détriment de la méthode combinatoire, écartée au vue du nombre trop important de combinaisons à évaluer.

Nos travaux se sont concentrés essentiellement sur la mise en place de l'analyse locale puisque cette étape nécessite une expertise propre aux matériaux composites. Deux méthodes ont donc été développées : une méthode qualitative (HOQ : House Of Quality) et une méthode quantitative (évaluation de fonctions). Les résultats obtenus suite à leur application sur un exemple industriel ont soulignés leur pertinence. Cependant, l'analyse critique des deux méthodes a finalement écarté la méthode qualitative, en raison de la difficulté liée à l'exploitation dans l'analyse globale, des indices issus de l'analyse locale. La méthode quantitative, qui consiste à déterminer le temps et le coût de fabrication de chaque entité de la pièce pour les différents procédés de parachèvement, a donc été sélectionnée. La nécessité de la mise en place d'une base de données, ressource indispensable à la réalisation de cette analyse locale, a également été soulignée.

Afin d'aider l'expert méthodes à alimenter et à mettre à jour ses bases de données procédés, nos travaux ont également mis en évidence la nécessité de mettre en place des protocoles spécifiques de qualification de procédés, permettant, pour chaque procédé, de choisir les paramètres opératoires optimaux en fonction de l'application donnée. Dans la dernière partie du chapitre 2, une seconde méthodologie a donc été proposée pour construire ces protocoles. Celle-ci repose sur l'analyse de l'influence des paramètres opératoires sur la qualité de la pièce usinée et sur l'apparition des phénomènes de coupe limitants. Elle permet de définir les paramètres outils et les conditions de coupe les plus adaptés à une application donnée, en assurant d'une part le respect de la qualité de la pièce, et d'autre part l'optimisation de la productivité. L'approche ainsi définie présente l'avantage d'intégrer la qualité dans le processus de sélection des conditions de coupe. Pour cela, des critères qualité spécifiques aux matériaux composites (intégrité matière et état de surface), et des protocoles de mesure ont été définis.

Afin de tester la faisabilité de cette méthode, cette dernière a été appliquée sur le procédé de détourage à l'aide de fraises à concrétions diamantées. Cette technologie d'outil a été sélectionnée en raison du manque d'études la concernant et de ses avantages incontestables : résistance à l'abrasion, coût faible, durée de vie élevée...

Après avoir défini une stratégie expérimentale basée sur des plans factoriels, la première étape de la méthodologie de qualification de procédés a été menée : la détermination de l'influence des paramètres opératoires sur la qualité de la pièce. Les résultats obtenus soulignent l'aptitude des fraises à concrétions diamantées à respecter la santé matière. En effet, les défauts d'intégrité constatés sont peu nombreux, restent localisés sur les plis extérieurs de la pièce et leurs dimensions sont faibles. Les analyses effectuées ont montré que les défauts de Type I (écaillage) apparaissaient préférentiellement pour des orientations de fibres positives en raison du soulèvement des fibres. Au contraire, les défauts de Type II (plis non coupés francs) apparaissent préférentiellement pour les orientations négatives des fibres, auquel cas ces dernières se couchent au passage de l'outil. Le lien fort existant entre la granulométrie de l'outil utilisé et l'état de la surface générée a également été démontré. L'importance de l'état d'usure de l'outil, lié à l'arrachement de certains grains, au clivage et au rodage des autres, a été soulignée. La mise en évidence et l'explication de ces phénomènes ont notamment pu être effectuées grâce aux mesurages des outils, qui nous ont permis de déterminer les caractéristiques géométriques associées aux fraises à concrétions diamantées.

Conformément à la seconde étape de la méthodologie proposée, les différents mécanismes de coupe limitants, observés durant les opérations d'usinage, ont été identifiés et analysés à travers les variations de l'énergie spécifique de coupe. Une épaisseur de copeau minimum a été identifiée. De même, la saturation du volume libre de l'outil a été montrée en cas d'utilisation de vitesses d'avance trop élevées. La dépendance de la valeur de ce seuil avec la taille des grains de l'outil et son taux de sertissage a également été prouvée. Finalement, l'amélioration de la coupe observée lors de l'utilisation de vitesse de coupe élevée a été expliquée grâce aux mesures thermiques effectuées durant l'usinage, et à des essais de comportement du matériau sous température et sollicitation.

En se basant sur l'ensemble des résultats ainsi obtenus, le domaine de définition de chacun des paramètres opératoires considérés a été déterminé. Puis, le protocole permettant d'aider l'expert méthodes à sélectionner les paramètres opératoires adaptés à son application, c'est-à-dire les paramètres outils et les conditions de coupe, a été construit afin d'optimiser la productivité tout en assurant le respect de la qualité requise.

Finalement, une démarche a été mise en place afin de déterminer un modèle analytique de prédiction des efforts de coupe générés, dans le cadre d'opération de détourage de stratifiés multidirectionnels, à l'aide de fraises à concrétions diamantées. L'objectif principal de ce modèle d'efforts est de prédire les déformations du moyen de production durant le parachèvement de la pièce dans des conditions opératoires industrielles (fort engagement radial et axial, vitesse de coupe et d'avance élevées...). Ainsi, la capabilité du moyen peut être validée en amont de la phase de production. C'est le cas notamment de l'application

proposée à la fin de ce manuscrit, où le détourage d'une pièce de type aéronautique, en matériau composite, est envisagé à l'aide d'un robot usineur.

L'influence de la séquence de drapage de la pièce, et donc de l'orientation des fibres, a été prise en compte dans ce modèle de même que la géométrie particulière de ces outils, à arêtes de coupe multiples. Pour cela, une nouvelle approche a été utilisée : nous avons effectué l'hypothèse d'un engagement continu de l'outil sur son secteur usinant.

Tout d'abord, le problème a été paramétré et un modèle de coupe analytique, basé sur une approche à une échelle mésoscopique, a été retenu. Ensuite, l'étude des variations des coefficients spécifiques de coupe a été effectuée à travers la mise en place d'un premier modèle discontinu. Une fois les formes de ces variations identifiées, plusieurs modèles ont été proposés (modèle sinusoïdal, polynomiaux ...). Les résultats obtenus suite à leur application ont été comparés aux travers de trois critères : l'incertitude du modèle (en relatif, à $\pm 2\sigma$), la robustesse par le rapport signal sur bruit (S/N) et le coefficient de corrélation (R). Le modèle a ensuite été amélioré et généralisé : un modèle affine des efforts de coupe vis-à-vis de l'avance a été retenu. Il est couplé à un modèle sinusoïdal, représentatif des variations des coefficients spécifiques de coupe, en fonction du fibrage. La prédiction des efforts d'avance sur l'ensemble des configurations testées (variations de l'engagement axial, radial, de la séquence de drapage et de la vitesse d'avance, sur une centaine d'essais) est ainsi établie à \pm 15% (soit \pm 61N) et celle des efforts normaux à \pm 23% (soit \pm 49N). Des configurations, séparant les essais à engagement radial partiel et total de l'outil, permettent d'améliorer considérablement les résultats : respectivement $\pm 10\%$ (soit $\pm 20N$) et $\pm 5\%$ (soit $\pm 60N$) pour les efforts d'avance ; et $\pm 5\%$ (soit $\pm 8N$) et $\pm 11\%$ (soit $\pm 64N$) pour les efforts normaux.

Une autre nouveauté de l'approche proposée consiste à identifier les coefficients spécifiques de coupe à partir d'essais de rainurage dans des laminés multidirectionnels. Ainsi, le nombre d'essais nécessaires à l'identification des paramètres du modèle est significativement réduit, et ne nécessite pas la fabrication d'éprouvettes spécifiques de stratifiés unidirectionnels.

L'analyse des résultats obtenus, et notamment l'évolution des énergies spécifiques en fonction de l'orientation des fibres, nous a amenée à effectuer une première réflexion autour des mécanismes générant la coupe des fibres. Cette démarche nécessiterait cependant d'être validée et approfondie par des essais de coupe orthogonale dans des stratifiés unidirectionnels.

L'ensemble des résultats issus des travaux de thèse ont ensuite été combinés afin d'être appliqués sur une problématique industrielle : le détourage d'une pièce de type aéronautique, en matériau composite, réalisé à l'aide d'un robot usineur ; l'objectif consistant alors à vérifier avant l'usinage, si le moyen de production est capable de tenir les intervalles de tolérances spécifiés pour la pièce considérée. Pour cela, le processus de qualification des fraises à concrétions diamantées mis en place dans le Chapitre 3 (choix des paramètres opératoires optimaux), et le modèle de prédiction des efforts de coupe développé dans le Chapitre 4 ont été utilisés. Cette application a montré que le modèle proposé était suffisamment précis pour répondre à l'objectif fixé, démontrant ainsi son utilité.

PERSPECTIVES

Suite à la première thématique abordée dans ce manuscrit (méthode de sélection des procédés et des conditions de coupe associées), un premier axe pour de futurs travaux a clairement été établi. Une méthodologie en trois étapes a en effet été proposée pour construire des protocoles de qualification d'outils, destinés à aider les experts méthodes à choisir les conditions de coupe optimales, en fonction de leurs applications. Cette dernière a été appliquée au procédé de détourage à l'aide de fraises à concrétions diamantées. Afin de compléter notre approche, il serait nécessaire de l'appliquer à d'autres procédés de parachèvement, tels que la découpe à l'aide d'outils PCD ou au jet d'eau abrasif, afin de piloter le choix des paramètres opératoires sur les critères de productivité et de qualité.

La seconde thématique abordée, concernant l'usinage de pièces en matériaux composites à l'aide de fraises à concrétions diamantées, a nécessité la mise en œuvre d'une approche expérimentale de la coupe (influence des paramètres opératoires sur la création de défauts d'intégrité matière, identification des phénomènes de coupe limitants...). L'étude concernant plus spécifiquement l'influence des paramètres opératoires sur l'état de la surface usinée, a mis en évidence un facteur jusque là sous-estimé : l'état de l'outil. Il serait pertinent d'étudier son évolution au cours de son utilisation (rodage, usure, dégradation). Différents indices spécifiques pourraient notamment être développés pour caractériser cette usure, comme par exemple l'évolution du pouvoir coupant des grains.

L'utilisation du mesurage d'outils *ToolScann* pourrait également être envisagée afin de contrôler les outils avant leur mise en service : leur qualité serait ainsi évaluée et d'éventuelles actions correctives pourraient être effectuées afin de diminuer les risques de création de défauts sur la surface usinée.

Enfin, la dernière thématique abordée dans ce manuscrit concerne la modélisation des efforts de coupe : une approche à l'échelle mésoscopique a été utilisée. Afin de déterminer les efforts moyens générés durant l'usinage à l'aide de fraise à concrétions diamantées, nous avons jusqu'à maintenant simplifié le problème en considérant un contact continu le long du secteur engagé de l'outil. Ce dernier a ainsi été modélisé par une infinité de points usinants, répartis uniformément tout autour de l'outil. En réalité, le nombre de grains actifs est relativement restreint. Cependant, leur disposition autour de l'outil est aléatoire en raison du processus de fabrication utilisé. La Figure 131, qui représente une acquisition des efforts de coupe durant l'usinage, illustre d'ailleurs ce phénomène : les efforts de coupe ne sont pas constants durant une rotation. Le profil d'effort obtenu dépend de la forme des grains, de leur orientation par rapport à la direction de coupe, et de leur position relative par rapport aux autres grains. Une autre application de l'outil *ToolScann* est alors envisageable. Ce dernier permettant de connaître précisément les positions des points usinants, il paraît possible de les intégrer dans le modèle de coupe développé, afin de déterminer les efforts de coupe instantanés générés durant l'usinage.



Figure 131. Acquisition des efforts avant et après la perte de grains (courbes continues et pointillées)

Chaque outil possède sa propre signature sur les efforts, dépendant de sa géométrie, et plus particulièrement de la répartition des points usinants sur son pourtour. Il paraît donc possible, dans des travaux futurs, d'envisager également le suivi de l'état de ces outils par une mesure indirecte, grâce à leur signature en efforts [Gar00] [Rit06] (Figure 131). L'ensemble de ces nouveaux travaux pourrait également aboutir à la proposition de géométries de positionnement de grains, telles qu'elles peuvent l'être pour les outils diamantés brasés. Enfin, une première réflexion concernant les mécanismes de coupe des fibres, lors de l'usinage à l'aide d'outils à concrétions diamantées, a été menée. Il serait intéressant de valider ces observations en réalisant des essais de coupe orthogonale dans des stratifiés unidirectionnels. Ainsi, l'analyse des mécanismes serait facilitée. Les différents mécanismes de coupe rencontrés lors de l'usinage à l'aide d'outils à angle de coupe négatif pourraient être décrits, complétant ainsi les travaux de Wang et al. [Wan95a] pour les outils à angle de coupe positif. Dans une optique similaire, il serait intéressant de déterminer plus précisément le rôle de la zone située à l'interface entre les plis.

Enfin, il serait intéressant de mener des études complémentaires afin de quantifier l'impact des défauts générés lors des opérations de détourage sur la tenue en service de la pièce en matériau composite. Ainsi, des valeurs critiques des paramètres descriptifs des défauts pourraient être déterminées.

REFERENCES

- [Abr92] Abrate S., Walton D.A., "Machining of composite materials. Part I: Traditional methods", *Composites Manufacturing*, Vol. 3, pp. 75-83, 1992.
- [Aka90] Akao Y., Walton D.A., "Quality Function Deployment", *Productivity Press*, Cambridge, MA, 1990.
- [Ans90] Anselmetti B., "Algorithme de génération automatique d'une phase de tournage", Groupe GAMA, La gamme automatique en usinage, ISBN 2-86801-255-0, édition Hermès, pp. 65-83, 1990.
- [Are00] Arezoo B., Ridgway K., Al-Ahmari A.M.A., "Selection of cutting tools and conditions of machining operations using an expert system", *Computers in Industry*, Vol. 42, pp. 43-58, 2000.
- [Aro96] Arola D., "A study of kerf characteristics in abrasive waterjet machining of graphite/epoxy composite", Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 118, pp. 256-265, 1996.
- [Aro97] Arola D., Ramulu M., "Orthogonal cutting of fiber-reinforced composites: a finite element analysis", *International Journal of Mechanics Sciences*, Vol. 39 (5), pp. 597-613, 1997.
- [Aro02] Arola D., Sultan M.B., Ramulu M., "Finite element modeling of edge trimming fiber reinforced plastics", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, *Transactions of the ASME*, Vol. 124 (1), pp. 32-41, 2002.
- [Ash03] Ashby M.F., Brechet J.M., Cebon D., Salvo L. "Selection strategies for materials and processes", *Materials & Design*, Vol. 25, pp. 51-67, 2003.
- [Azm07] Azmir M.A., "Investigation on glass/epoxy composite surfaces machined by abrasive water jet machining", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 198, pp. 122-128, 2007.
- [Bha95] Bhatnagar N., Ramakrishnan N., Kaik N. K., Komanduri R., "On the machining of fiber reinforced plastic (FRP) composite laminates", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 35 (5), pp. 701-716, 1995.
- [Bon10] Bonnet C., 'Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone', *Thèse de doctorat*, ENSAM, N°d'ordre : 2010-0033, 2010.
- [Bou11] Boudelier-Caillaud A., Ritou M, Garnier S., Furet B., "Optimisation of Process Parameters in CFRP Machining with Diamond Abrasive Cutters", 13th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, Sintra, Portugal, 2011.
- [Bou90] Bourdet P., "Introduction générale à la conception de gammes d'usinage", Groupe GAMA, La gamme automatique en usinage, ISBN 2-86801-255-0, édition Hermès, pp. 7-18, 1990.

- [Bra10] Braham Bouchnak T., 'Etude du comportement en sollicitations extrêmes et de l'usinabilité d'un nouvel alliage de titane aéronautique : le TI555-3', *Thèse de Mécanique et Matériaux*, ENSAM, N° d'ordre : 2010-051, 2010.
- [Bud96] Budak E., Altintas Y., Armarego E.J.A, "Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data", *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Transactions of the ASME, Vol. 118, pp. 216-224, 1996.
- [Cai08] Caillaud-Boudelier A., 'Méthode de sélection des procédés de parachèvement pour les pièces en matériaux composites', *Mémoire de Master*, Ecole Centrale de Nantes et Université de Nantes, 2008.
- [Cai09a] Caillaud-Boudelier A., Ritou M, Garnier S., Furet B., "Choix de procédés de parachèvement pour les pièces en matériaux composites", 16ème Journées Nationales sur les Composites, JNC, Toulouse, 2009.
- [Cai09b] Caillaud-Boudelier A., Ritou M, Garnier S., Furet B., "Une approche de type gamme automatique pour le parachèvement de pièces en matériaux composites", *Colloque national AIP Primeca*, Montalbert, 2009.
- [Cen02] Cenna A., Mathew P., "Analysis and prediction of laser cutting parameters of fiber reinforced plastics (FRP) composite materials", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol.42, pp. 105-113, 2002.
- [Che03] Cherif M., "Modelisation générique des efforts de coupe en fraisage pour la CFAO et la surveillance de l'usinage", *Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Nantes et de l'Université de Nantes*, 2003.
- [Cog03] Cognard P., "Assemblage des composites : les points forts du collage", Techniques de l'Ingénieur, BM 7624, 2003.
- [Col93] Collingan K, "Investigation of edge quality and ply delamination in abrasive waterjet machining of graphite/epoxy", Machining of Advanced Composites, ASME, Vol. 66, pp. 167-185, 1993.
- [Col99] Collingan K., "Edge trimming of graphite/epoxy with diamond abrasive cutters", Journal of Manufacturing Science and Engineering, Vol. 151, pp. 647-655, 1999.
- [Cor03] Cordebois J.-P., "Fabrication par usinage", *édité par Dunod*, 2003.
- [Cor08] Cormont V., "Compte-rendu des essais préliminaires de détourage au fil diamante", *rapport interne Synervia*, 2008.
- [Cou07] Coudret D, Belle L., "Rapport d'intéraction fibre outils diamants", 2007.
- [Cus06] Cus F., Zuperl U., "Approach to optimization of cutting conditions by using artificial neural networks", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 173, pp. 281–290, 2006.
- [Dav05] Paulo Davim J., Reis P., "Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 160, pp. 160–167, 2005.
- [Dav08] Davim J., Barricas N., Conceicao M., Oliveira C., "Some experimental studies on CO2 laser cutting quality of polymeric materials", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 198, 2008.

- [Deh07] Dehmous H., "Fiabilité et micromécanique des matériaux composites Application à la passerelle de Laroin", *Thèse de doctorat de l'Université M'hamed Bouguera* (Algérie) et de l'Institut National Polytechnique de Toulouse, 2007.
- [Des97] Dessarthe A., "Usinage des composites", *Techniques de l'ingénieur*, AM5215, 1997.
- [Dhu02] Dhuttargaon M., «An empirical tool life equation for diamond interlocked tool based on delamination», *PhD Thesis*, Shvaji University, India, 2002.
- [Dub08] Dubey A., Yadava V., "Laser beam machining A review", International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 48, 2008.
- [Dum10] Dumas C., Boudelier A., Caro S., Furet B., Garnier S., Ritou M., "Développement d'une cellule robotisée de détourage des composites", *Conférence Intercut-MUGV*, Cluny, 2010.
- [Dum11] Dumas C., Boudelier A., Caro S., Furet B., Garnier S., Ritou M., "Analyse et modélisation du détourage des composites pour une application robotisée", *Mécanique et Industries*, 2011.
- [Dur90] Durand P., "GAGMAT: un système de génération automatique de Gammes d'Usinage, intégré dans une chaîne complète de CFAO", Groupe GAMA, *La* gamme automatique en usinage, ISBN 2-86801-255-0, édition Hermès, pp. 39-53, 1990.
- [Eca11] Site internet de l'ECAM., http://materiaux.ecam.fr/, 2011.
- [Era00] Era A., Diasb R., "A rule-based expert system approach to process selection for cast components", *Knowledge-Based Systems*, Vol. 13, p.225-234, 2000.
- [Ero02] Erol I., Ferrell W., "A methodology for selection problems with multiple conflicting objectives and both quantitative and quantitative criteria", *International Journal Production Economics*, Vol. 86, pp.187–99, 2002.
- [Esa98] Esawi A., Ashby M., "Cost based ranking for manufacturing process", Proceedings of the Second International Conference on Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering, IDMME98, Vol. 4, pp. 1001-1008, 1998.
- [Flo11] Flow, constructeur de machines de découpe jet d'eau/jet d'eau abrasif, www.floweurope.com, 2011.
- [Fur05] Furet B., Le Borgne D., Jolivel B., "Milling and drilling of composite materials for the aeronautics: feature aeronautics", *JEC Composites Magazine*, Vol. 18, pp. 41-44, 2005.
- [Gar00] Garnier S., "Détermination de paramètres descriptifs de l'état d'usure d'outils pour le développement d'un système de surveillance automatique de l'usinage en fraisage", *Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale et de l'Université de Nantes*, 2000.
- [Gau07] Gautreau S., "Détourage ultrasonore rotatif appliqué au bois et aux matériaux composites", *Mémoire CNAM*, 2007.
- [Gil06] Gillot F., "Méthodologie de conception et de fabrication d'outillages prototypes hybrides", *Thèse de doctorat*, 2006.

- [Gro93] Groppetti R., "A model for hydro and hydro-abrasive jet machining of carbone reinforced plastic composite", *NIST Special Publication*, Vol. 847, pp. 297-405, 1993.
- [Gue94] Guegan P., "Contribution à la qualification de l'usinage de matériaux composites à matrice organique", *Thèse de Doctorat de l'Ecole Centrale de Nantes*, 1994.
- [Han01] HANDBOOK, "Composites", ASM Handbook composites, Vol. 21, pp. 1448-1450, 2001.
- [Has98] Hashish M., "Water jet machining of composites and ceramics", *Machining of Ceramics and Composites*, 1998.
- [Hav09] Havette B., "Power Smoothing in Pocket Machining Operations", 12th CIRP International Workshop on Modelling of Machining Operations, San Sebastian, Spain, 7 mai 2009.
- [Hmi05] H'mida F., Martin P, Vernadat F., "Cost estimation in mechanical production: the Cost Entity approach applied to integrated product engineering", *International Journal of Production Economics*, Vol. 103, pp. 17-35, 2005.
- [Hoc93] Hocheng H., Puw H.Y., Huang Y., "Preliminary study on milling of unidirectional carbon fibre-reinforced plastics", *Composites Manufacturing*, Vol. 4 (2), pp. 103-108, 1993.
- [Hou07] Houssais N., "Fraisage composite carbone", Rapport interne Synervia, 2007.
- [Hu04] Hu N.S., Zhang L.C., "Some observations in grinding unidirectional carbon fibre reinforced plastics", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 152, pp.333-338, 2004.
- [IRC10] IRCCyN, rapport interne dédié à l'usinabilité des composites fibres de verre/ résine polyester, 2010.
- [IRC11] IRCCyN, photographies issues de rapports internes effectués notamment dans le cadre du Projet national Défi Composites, 2011.
- [ISO25] NF EN ISO/FDIS 25178-2, "Spécification géométrique des produits (GPS) État de surface: Surfacique - Partie 2: Termes, définitions et paramètres d'états de surface".
- [ISO42] NF EN ISO 4287, "Spécification géométrique des produits (GPS) État de surface: Méthode du profil -- Termes, définitions et paramètres d'état de surface", 1997-1998.
- [ISO66] AFNOR NF E 66-520, "Couple Outil-Matière : Domaine de Fonctionnement des Outils Coupants", 1994.
- [ISO87] NF EN ISO 8785, "Imperfections de surfaces: termes, définitions et paramètres", 1999.
- [Kal08] Kalla D. K., "Committee Neural Network Force Predition model in milling of fiber reinforced polymers", *PhD-thesis*, Wichita State University, Kansas, USA, 2008.
- [Kan91] Kaneeda T., "CFRP Cutting mechanism", TransNorth American Manufacturing Research Institute of SME, Vol. 19, pp. 216-221, 1991.
- [Kat92] Kato K., "Micro-mechanisms of wear wear modes", Wear, Vol. 153, pp. 277–295, 1992.
- [Kli83] Kline W.A., De Vor R.E., "The effect of runout on cutting geometry and forces in milling", *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Vol. 23, pp. 123-140, 1983.
- [Kon85] König W., "Machining of fiber reinforced plastics", CIRP annals, Vol. 38, pp. 119-124, 1985.
- [Kop80] Koplev A., "Cutting of CFRP with single edge tools", *Third International Conference on Composite Materials*, pp. 1597-1605, 1980.
- [Kop83] Koplev A., Lystrup A., Vorm T., "The cutting process, chips and cutting forces in machining CFRP", Composites, Vol. 14 (4), pp. 371-376, 1983.
- [Kri92] Krisnamurthy R., Santhanakrishnan G., Malhotra S., "Machining of polymeric composites", *Machining of Composites*, pp. 139-148, 1992.
- [Kri93] Kristensen L., Lenau T., "MADED: an information system for manufacturing processes", Proceedings of the International Conference on Engineering Design, ICED 93, 1993.
- [Lau92] Lau W., Lee W., "Pulsed Nd: YAG laser cutting of carbon fiber composite materials", *Annals of CIRP*, Vol. 39, pp.179-182, 1992.
- [Lav10] Laverne S., Quinsat Y., Lartigue C., "Model for the prediction of 3D surface topography in 5-axis milling", *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 51 (9), pp. 915-924, 2010.
- [Lef90] Lefur E., Mathieu L., "Méthodes d'optimisation sous contraintes appliquées à la détermination des conditions de coupe", Groupe GAMA, *La gamme automatique en usinage*, ISBN 2-86801-255-0, édition Hermès, pp. 7-18, 1990.
- [Lem02] Lemma E., "Study of cutting fiber-reinforced composites by using abrasive waterjet with cutting head oscillation", *Composite Structures*, Vol. 57, pp. 297-303, 2002.
- [Len01] Lenau T., "Material and process selection using product examples", *Euromat Conference*, Italy, 2001.
- [Lon04] Longa H, Mynorsa D., Holand P., Standring B., "Knowledge-based process selection for rotationally symmetric and rotationally non-symmetric components in cold forming", *Journal of Materials Processing Technology*, 2004.
- [Low99] Lowe A., Ridgway K., Atkinson H., "QFD in new production technology evaluation", *International Journal Production Economics*, Vol. 67, pp. 103-112, 1999.
- [Luy08] Luyckx J., "Fibres de carbone", *Techniques de l'Ingénieur*, A 2 210, 2008.
- [Mad01] Mahdi M., Zhang L., "A Finite Element Model for the Orthogonal Cutting of Fiber-Reinforced Composite Materials", *Journal of Material Processing Technology*, Vol. 113, pp. 373-377, 2001.

- [Mar00] Maropoulos P., Baker R., Paramor K., "Integration of tool selection with design -Part 2: Aggregate machining time estimation", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 107, pp. 135-142, 2000.
- [Mas02] Masood S., Soo A., "A rule based expert system for rapid prototyping system", *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*, Vol. 18, p. 267-274, 2002.
- [Mat87] Mathieu L., Bourdet P., Le Maître F, "Tool automatic choice: a step to elaborate automatically process planning", *Annals of the CIRP*, Vol., 36, pp. 347-350, 1987.
- [Mat99] Mathew A., Goswami G.L., Ramakrishnan N., Naik N.K., "Parametric studies on pulsed Nd: YAG laser cutting of carbon fiber reinforced plastic composites", *Journal of Materials Processing Technology*, pp. 198–20, 1999.
- [Maz02] Mazumdar S., "Composites Manufacturing: Materials, Product, and Process Engineering", *édité par CRC Press*, 2002.
- [Mck60] McKenzie W.M., "Fundamental aspects of the wood cutting process", *Forest Products Journal*, Vol. 10, pp. 447-156, 1960.
- [Mer45] Merchant M.E., "Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip", Journal of Applied Physics, American Institute of Physics New York, Vol. 16, pp. 267-275, 1945.
- [Mon09] Mondelin A., 'Etude du procédé de détourage rotatif assisté de vibrations ultrasonores à l'aide d'outil à concrétion diamanté : Approche de l'abrasion des stratifiés carbone/époxy', *Rapport de Projet de Fin d'Etudes*, 2009.
- [Mul62] Mulhearn T.O., Samuels L.E., "The abrasion of metals: A model of the process", *Wear*, Vol. 5(6), pp. 478–498, 1962.
- [Nay05a] Nayak D., Bhatnagar N., Mahajan P., "Machining studies of UD-GFRP composites part 1: Effect of geometrical and process parameters", *Machining Science and Technology*, Vol. 9, pp. 481-501, 2005.
- [Nay05b] Nayak D., Bhatnagar N., Mahajan P., "Machining studies of UD-GFRP composites part 2: Finite element analysis", *Machining Science and Technology*, Vol. 9 (4), pp. 503-528, 2005.
- [Nay05c] Nayak D., Singh I., Bhatnagar N., Mahajan P., "An Analysis of Machining Induced Damages in FRP Composites - A Micromechanics Finite Element Approach", *Materials Processing and Design*, pp. 327-331, 2004.
- [Osa91] Osa K., Yang G., "Application of neural networks to an expert system for cold forging", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 31, pp. 577-587, 1991.
- [Pil93] Pillet M., "Contribution à la maîtrise statistique des procédés Cas particulier des petits séries", *Thèse de doctorat de l'Université de Savoie*, 1993.
- [Pil97] Pillet M., "Les plans d'expériences par la méthode TAGUCHI", *les éditions d'organisation*, 1997.
- [Puw93] Puw H.Y., Hocheng H., "Milling Force Prediction for Fiber Reinforced Thermoplastics", Machining of Advanced Composites, ASME, Vol. 66, pp. 73-88, 1993.

- [Puw96] Puw H.Y., Hocheng H., "Anisotropic Model of Milling Force Prediction for Fiber Reinforces Plastics", *Engineering System Design and Analysis*, Vol. 3, pp. 11-20, 1996.
- [Puw98] Pwu H. Y., Hocheng H., "Chip formation model of cutting fiber-reinforced plastics perpendicular to fiber axis", *Transaction of ASME*, Vol. 120, pp. 104-114, 1998.
- [Ram93] Ramulu M., "Waterjet and abrasive waterjet cutting of unidirectional graphite/epoxy composite", *Journal of Composites*, pp. 299-308, 1993.
- [Ram97] Ramulu M., "Machining and surface integrity of fibre-reinforced plastic composites", Sadhana, Vol. 22, Part 3, pp. 449-472, 1997.
- [Ram98] Ramesh M.V., Seetharamu K.N., Ganesan N., Sivakumar M.S., "Analysis of machining of FRPs using FEM", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 38 (12), pp. 1531-1549, 1998.
- [Ram99] Ramulu M., "Characterization of surface quality in machining of composites", International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 38 (12), pp. 1531-1549, 1998.
- [Ram04] Ramkumar J., Malhotra S.K., Krishnamurthy R., "Effect of workpiece vibration on drilling of GFRP laminates", *Journal of materials processing technology*, Vol. 152, 329-332, 2004.
- [Rao07] Gopala Rao G., Mahajan P., Bhatnagar N., "Micro-mechanical modeling of machining of FRP composites: cutting force analysis", *Composites Science and Technology*, Vol. 67, pp. 579-593, 2007.
- [Rao08] Venu Gopala Rao G., Mahajan P., Bhatnagar N., "Three-Dimensional Macro-Mechanical Finite Element Model for Machining of Unidirectional-Fiber Reinforced Polymer Composites", *Materials Science and Engineering*, Vol. 498, pp. 142-149, 2008.
- [Rav05] Ravisankar V., Balasubramanian V., Muralidharan C., "Selection of welding process to fabricate butt joints of high strength aluminium alloys using analytic hierarchic process", *Materials and Design*, Vol. 27, pp.373-380, 2005.
- [Rit06] Ritou M., "Surveillance d'usinage en fraisage de pièces complexes par un suivi de la broche", Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Nantes et de l'Université de Nantes, 2006.
- [Riv07] Rivette M., "Méthodologie d'obtention d'outillage rapide par l'assemblage de composants élémentaires hybrides", *Thèse de doctorat*, 2007.
- [Sab60] Sabberwal A.J.P., 'Chip Section and Cutting Force during the Milling Operation", Annals of the CIRP, pp. 197-203, 1960.
- [Sad88] Sadat A.B., "Machining of Graphite/Epoxy composite material", *SAMPE Quarterly*, Vol. 19 (2), pp. 1-4, 1988.
- [Sak83] Sakuma K., Seto M., "Tool wear in cutting glass fiber reinforced plastics the relation between fiber orientation and tool wear", *Bulletin of the Japan Society of Mechanical Engineers*, n° 26 (218), pp. 1420, 1983.

- [San11] Sandvik Coroman, fournisseur d'outil, www.Coroman.sandvik.com, *Coroguide V.2011.1*, 2011.
- [Sau85] Sauvaire C., Morin D., 'A three steps approach in computer aided process planning", *Ist CIRP working seminar on computer aided process planning*, 1985.
- [Sha07] Shankar C., Sammilan D., "QFD-based expert system for non-traditional machining processes selection", *Expert Systems with Applications*, Vol. 32, pp. 1208–1217, 2007.
- [Sha02] Shanmugan D. K., Chen F. L., Soires E., Brandt M., "Comparative study of jetting machining technologies over laser machining technology for cutting composite materials", *Composite Structures*, Vol. 57, 2002.
- [Sha08] Shanmugam D.K., "A study of delamination on graphite/epoxy composites in abrasive waterjet machining", *Composites Part A*, 2008.
- [She05] Sheikh-Ahmad J., Yadav R., "Force prediction in milling of carbon fiber reinforced polymers", *Proceedings of IMECE*, ASME, 2005.
- [She09] Sheikh-Ahmad J., Yadav R., "Machining of Polymer Composites", *Springer*, pp. 101-103, 2009.
- [Shu99] Shunmugal M., Bhaskara S., Narendran T., "Selection of optimal conditions in multi-pass face-milling using a genetic algorithm", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 40, pp. 401-414, 1999.
- [Sri07] Srinivasu D., Ramesh Babu N., "A neuro-genetic approach for selection of process parameters in abrasive water jet cutting considering variation in diameter of focusing nozzle", Applied Soft Computing, Vol. 8, pp. 809-819, 2007.
- [Tak88] Takeyama H., Iijima N., "Machinability of glass fiber reinforced plastic and application of ultrasonic machining", *CIRP Annals*, Vol. 37 (1), pp. 103-108, 1988.
- [Tet02] Teti R., "Machining of Composite Materials", CIRP Annals Manufacturing Technology, Vol. 51, pp. 611-634, 2002.
- [UGV10] Projet UGV Aluminium/Composites, http://ugv-alu-composites.com, pôle de compétitivité EMC2, 2010.
- [Van91] Vancza J., Markus A., "Genetic algorithm in process planning", Computer in Industry, Vol. 17, pp. 181-194, 1991.
- [Vil90] Villeneuve F., "Génération ascendante de Processus, application aux entités d'usinage de type alésage", Groupe GAMA, *La gamme automatique en usinage*, ISBN 2-86801-255-0, édition Hermès, pp. 102-126, 1990.
- [Wan95a] Wang D. H., Ramulu M., Arola D., "Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part I: unidirectional laminate", *International Journal* of Machine Tools and Manufacture, Vol. 35, pp. 1623-1638, 1995.
- [Wan95b] Wang D.H., Ramulu M., Arola D., "Orthogonal Cutting Mechanisms of Graphite/Epoxy Composite. Part II: Multi-Directional Laminate", International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 35(12), pp. 1639-1648, 1995.

- [Wan99] Wang J., "Abrasive waterjet machining of polymer matrix composites cutting performance, erosive process and predictive models", *International Journal of Manufacturing Technology*, Vol. 15, pp. 757-68, 1999.
- [Wan03] Wang X.M., Zhang L.C, "An experimental investigation into the orthogonal cutting of unidirectional fibre reinforced plastics", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 43, pp. 1015-1022, 2003.
- [Wei83] Weiss J., Bord C., "Les matériaux composites : Structure Constituants Fabrication", *ouvrage du CETIM*, CEP édition (éditions de l'usine nouvelle), Vol. 1, 1983.
- [Xia02] Xiao K.Q., Zhang, L.C., "The role of viscous deformation in the machining of polymers", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 44, pp. 2317-2336, 2002.
- [Yad05] Yadav R., "Force prediction model for milling CFRP", *Masters Thesis*, Wichita State University, Kansas, USA, 2005.
- [Yu93] Yu C., Krizan S., Ishii K., "Computer-aided-design for manufacturing process selection", *Journal of Intelligent Manufacturing*, Vol. 4, pp. 199-208, 1993.
- [Zag11] Zaghbani I., Chatelain JF., Bérubé S., Songmene V., Atarsia A., "A comprehensive analysis of cutting forces during detouring of multilayer CFRP Laminates", *Journal of Composite Materials*, 2011.
- [Zha01] Zhang L., Zhang H., Xiang M. W., "A force Prediction Model for cutting unidirectional fibre-reinforced plastics", *Machining Science and Technology*, Vol.5 (3), pp. 293-305, 2001.

GLOSSAIRE

PARAMETRES MATERIAU :

ρ	: masse volumique
Ē	: module de traction
G	: module de cisaillement
$\tau_o(\theta')$: contrainte limite de cisaillement
σ_{ii}	: état de contrainte du matériau
Ă%	: allongement à la rupture
μ	: coefficient de Poisson
Rm	: résistance à la traction
T_{σ}	: température de transition vitreuse
Ċi	: couple de torsion induit (Kinemat)
Cr	: couple de torsion après relaxation (Kinemat)
m	: nombre d'orientation de pli différent
n _{wi}	: nombre de plis avec une orientation ψ_i
e_i	: épaisseur d'un pli

DEFAUTS D'USINAGE :

Type I	: écaillage
Type II	: fibres non coupées franches

Type III : fibres partiellement attachées à la surface usinée, orientées suivant V_f

PARAMETRES INTEGRITE MATIERE :

$D1_{int}$: profondeur moyenne des défauts de Type I survenant au cœur de la matière
$D1_{ext}$: profondeur moyenne des défauts de Type I survenant en surface
$D2_{int}$: hauteur moyenne des défauts de Type II survenant au cœur de la matière
$D2_{ext}$: hauteur moyenne des défauts de Type II survenant en surface
L1 _{int}	: lgr totale défaut Type I survenant au cœur de la matière/longueur totale usinée
$L1_{ext}$: lgr totale défaut Type I survenant en surface/longueur totale usinée
$L2_{int}$: l gr totale défaut Type II survenant au cœur de la matière/longueur totale us inée $% \mathcal{O}(\mathcal{O})$
$L2_{ext}$: l gr totale défaut Type II survenant en surface/longueur totale usinée

PARAMETRES ETAT DE SURFACE :

Pa	: écart moyen arithmétique du profil primaire
Psk	: facteur d'asymétrie du profil primaire
Pku	: facteur d'aplatissement du profil primaire
Ra	: écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rz	: hauteur maximale du profil de rugosité
Wa	: écart moyen arithmétique du profil d'ondulation
Wp	: hauteur maximale de pic du profil d'ondulation
W_V	: profondeur maximale de creux du profil d'ondulation
Sa	: écart moyen arithmétique de la surface considérée
Sp	: hauteur maximale de pic de la surface considérée
Sv	: profondeur maximale de creux de la surface considérée

ABREVIATION DES PROCEDES DE PARACHEVEMENT :

- D : disque diamanté
- P : outil en PCD
- C : outil en carbure
- M : fraises à concrétions diamantées
- J : jet d'eau abrasif
- L : laser
- F : fil diamanté

ANALYSE LOCALE :

Cca : coefficients de pondération associés aux caractéristiques entités Ccr : coefficients de pondération associés aux critères d'évaluation des procédés X_{ij} : matrice des interactions reliant les caractéristiques i de l'entité et les critères d'évaluation j des procédés N_{ii} : note globale obtenu par le procédé j pour parachever l'entité i T_j^i C_j^i : temps pour parachever l'entité i à l'aide du procédé j: coût pour parachever l'entité i à l'aide du procédé j L_i : longueur de l'entité i à détourer : épaisseur ou profondeur de l'entité *i* à détourer e_i d_i : diamètre du perçage i: profondeur de passe maximale réalisable avec le procédé j ∂_{pj} V_{fj} $C_{\rm H}^{-{
m j}}$: vitesse d'avance du procédé j : coût horaire de la machine associé au procédé j C_{0} : coût outil associé au procédé j L_{n}^{j} : longueur réalisable avec l'outil associé au procédé *j* avant usure

NOTATIONS ASSOCIEES AU PLAN D'EXPERIENCE :

- *PE1* : plans d'expériences Objectif 1 (Influence des paramètres opératoires sur la qualité)
- *PE2* : plans d'expériences Objectif 2 (Identification des phénomènes de coupe limitants)
- *ddl* : nombre de degrés de liberté associé à un modèle

DEFINITION DES ANGLES :

- $\varphi(t)$: position angulaire de l'outil (approche fraise à dents)
- φ_s^* : angle de sortie matière de l'outil (approche fraise à dents)
- χ : position angulaire de l'outil (approche fraise à concrétions diamantées)
- χ^* : angle d'entrée matière de l'outil (approche fraise à concrétions diamantées)
- θ : angle entre la vitesse de coupe et l'orientation des fibres
- ψ : angle entre la vitesse d'avance et l'orientation des fibres du pli supérieur du stratifié

CONDITIONS DE COUPE :

- N : vitesse de rotation de la broche (tr/min)
- V_c : vitesse de coupe (m/min)
- f : avance par tour (mm/tr)
- f_z : avance par tour et par dent (mm/tr/dt)
- a_{P} : profondeur de passe (mm)
- a_e : largeur de passe (mm)

- $h_c(\varphi)$: épaisseur du copeau instantanée
- h_c : épaisseur de copeau moyen par grain
- S_{cop} : section de copeau enlevée
- Q_s : débit surfacique (mm²/min)
- Q_{ν} : débit volumique (mm³/min)
- M : mode d'usinage
- *O* : orientation des fibres

PARAMETRES OUTIL :

- \emptyset : diamètre de l'outil (mm)
- G : granulométrie de l'outil (µm)
- T : taux de sertissage (%)
- γ : angle de coupe de l'outil
- β : angle de taillant de l'outil
- α : angle de dépouille de l'outil

SOLLICITATIONS MECANIQUES :

P	: puissance broche consommée (W)
Esp	: énergie spécifique de coupe $(W/mm^3/min)$
K_t / K_t'	: coefficient spécifique de coupe tangentiel (Mpa / MPa.rad ⁻¹)
K_r/K_r	: coefficient spécifique de coupe radial (Mpa / MPa.rad ⁻¹)
W	: travail fourni par l'outil
F	: résultante des efforts de coupe
F_t	: effort tangentiel, parallèle à la vitesse de coupe
F_r	: effort radial, perpendiculaire à la vitesse de coupe
F_z	: effort axial, parallèle à l'axe de l'outil
$F_{te}(\chi)$: effort tangentiel élémentaire exercé par un secteur angulaire $d\!\chi$ de l'outil
$F_{re}(\chi)$: effort radial élémentaire exercé par un secteur angulaire $d\!\chi$ de l'outil
$F_f(\psi)$: effort d'avance généré pour la coupe d'un stratifié, pli supérieur orienté à ψ
$F_n(\psi)$: effort normal généré pour la coupe d'un stratifié, pli supérieur orienté à ψ°
F_{axi}	: composante des efforts dirigée parallèlement aux fibres
F_{trans}	: composante des efforts dirigée perpendiculaire aux fibres

MODELISATION DES EFFORTS DE COUPE :

- Modélisation par palier

n_z	: nombre de secteurs angulaires considérés
n_{ze}	: première zone dans laquelle l'outil est engagé
β_z	: pas de discrétisation angulaire

- Modélisation sinusoïdale des coefficients spécifiques de coupe tangentiel et radial

- A_t / A_r : moyenne des sinusoïdes B_t / B_r : amplitude des sinusoïdes ψ_t / ψ_r : déphasage des sinusoïdes
- ${h_t^*}/{h_r^*}$: décalage à l'origine

- Modélisation polynomiale des coefficients spécifiques de coupe :

p : degré du polynôme

CRITERES D'EVALUATION DES MODELES DE COUPE :

$\mathcal{E}_{r}(\psi_{r})$: erreur relative entre les efforts expérimentaux et les efforts simulés $% \mathcal{F}_{\mathcal{F}}$
$\overline{\mathcal{E}_{r}(\psi_{r})}$: moyenne des erreurs relatives
$\sigma_{arepsilon_{r(\psi_r)}}$ IT S/N R	 : écart type des erreurs relatives : intervalle de tolérance des efforts simulés (en %) : rapport signal sur bruit : coefficient de corrélation

TABLE DES ILLUSTRATIONS : FIGURES

Figure 1. Fibres de carbone observées au MEB [Eca11]1	16
Figure 2. Matériau composite stratifié multidirectionnel [IRC11]1	8
Figure 3. Notation de McKenzie [Mck60] 1	18
Figure 4. Notation de Bhatnagar et al. [Bha95]1	19
Figure 5. Cycle d'élaboration d'un produit en composite2	21
Figure 6. Détourage d'un lavabo en composite fibres de verre (mat)/résine polyester [IRC10	0]
	21
Figure 7. Délaminage intérieur matière [IRC11]2	23
Figure 8. Délaminages de Type I et II crées lors d'opérations de détourage	24
Figure 9. Délaminage de Type III [IRC11]	24
Figure 10. Dégradation thermique d'un composite à matrice thermodurcissable [IRC11]2	24
Figure 11. (a) Outils carbure, (b) diamant poly-cristallin, (c) opération de détourage robotis	sé
Eimme 19 (a) Diama diamanté (l) fraise à constitione diamantées	20 20
Figure 12. (a) Disque diamante, (b) fraise à concretions diamantées	20 10
détourage [IRC11]	1e 20
Figure 14 (a) Vaporisation d'une fibre de carbone [Mat00] (b) face en sortie du laser sur u	19 10
matériau carbone /époxy [Shaft2] (c) percage laser	 ₹∩
Figure 15. (a) Découpe jet d'eau abrasif [IRC11]. (b) installation de découpe jet d'eau [Flo1]	11
ingare for (a) Decoupe jor a caa asrash [hteri], (b) metaharish ac accoupe jor a caa [hter	31
Figure 16. Classification des générateurs de gammes d'usinage assistées par ordinateur [Vil9	0]
	33
Figure 17. Mécanismes de coupe pour les fibres à 0° [Wan95a]	38
Figure 18. Mécanismes de coupe pour les fibres à orientation négative [Wan95a]	39
Figure 19. Mécanismes de coupe pour les fibres à 90° et à orientation positive [Wan95a] 3	39
Figure 20. Distribution des angles d'attaque des grains sur un papier abrasif	10
Figure 21. Configuration de coupe orthogonale4	11
Figure 22. Paramétrage utilisé pour les opérations de fraisage avec un outil à une dent 4	13
Figure 23. Convention d'angle utilisée par [Yad05] [She05] [Kal08] et [She09] :	15
Figure 24. Influence de l'orientation fibre et de l'épaisseur copeau sur K_t exp. (°), simulé ave	ec
le modèle de régression de Yadav () et avec le réseau de neurones de Kalla () [Kal0	8
	46 10
Figure 25. Formation du copeau en coupe orthogonale selon [ZhaU1]	18 10
Figure 20. Formation du copeau seion [Aro97]	19 51
Figure 27. Modelisation de la zone de coupe pour l'approche inicroscopique de [Rao07] 5)1 50
Figure 28. Strategie de resolution)0 34
Figure 29. Positionnement des entités 1 et 20 du full berrel)4 35
Figure 31. Matrice HOO associée au parachèvement de l'entité 20 de la pointe avant d'avio	m
avec un outil en carbure	35
Figure 32. Classement des procédés en fonction du critère considéré	71
Figure 33. Résultat obtenu suite à l'analyse locale de la pointe avant d'avion	72
Figure 34. Evolution de la stratégie de résolution : SADT Niveau 1	75
Figure 35. Comparaison des classements obtenus par les deux méthodes d'analyse locale pou	ar
(a-b) l'entité 1 et (c-d) l'entité 20	79
Figure 36. Méthodologie de qualification de procédé	33
Figure 37. Critères de définition des défauts de délaminage	36

	07
Figure 38. Assemblage mécanique par rivet [Cog03] ou par collage	. 87
Figure 39. Assemblage à double recouvrement [Cog03] ou par stratification en T [IRC11]	. 88
Figure 40. Définition de la position des zones de palpage	. 88
Figure 41. (a) Profilomètre tactile et (b) microscope confocal	. 89
Figure 42. Surface générée par un jet d'eau abrasif, un outil PCD	. 90
Figure 43. Profils primaires obtenus dans la zone de mesure n°3	. 90
Figure 44 Fabrication par électro-déposition des fraises à concrétions diamantées	96
Figure 45. Eraises à concrétions diamontées de granulométrie 497 à 1189 um	07
Figure 46. Dependence de la fraise à concrétione dispontées	. 91
Figure 40. Farametrage de la fraise a concretions diamantees	. 91
Figure 47. Differents niveaux de sertissage : faible à gauche (D), eleve à droite (S)	. 98
Figure 48. Dispositif experimental	. 99
Figure 49. (a) Dispositif de scanning d'outils à concrétions diamantées	100
Figure 50. Paramétrage fraise à concrétions diamantées	100
Figure 51. (a) Identification des grains usinant, Outil n°5 à f=0.1 mm/tr	101
Figure 52. Identification des grains usinants, Outil n°5 à $f=0.5 \text{ mm/tr}$ (a)	101
Figure 53. Illustration de l'effet de A (à gauche) et de l'intéraction entre A et B (à droi	ite)
pour un plan à deux facteurs A (3 niveaux) et B (2 niveaux)	103
Figure 54. Objectifs associés aux plans d'expériences	104
Figure 55. Influence du filtre sur les différents profils	105
Figure 56 Définition des facteurs et des réponses des plans d'expérience	106
Figure 57. Calcul du PPCM associó au modèle du PF2 (objectif 2)	100
Figure 57. Calcul du 11 OM associe au modele du 1122 (objecti 2)	109
Figure 58. Domaine d'utilisation des fraises à concretions diamantees	109
Figure 59. Repartition des delaminages de Type I et II	111
Figure 60. Illustration (a) de fibres soulevées et (b) de fibres couchées	112
Figure 61. Répartition des délaminages de Type I et II en fonction de l'orientation des fib	pres
et du mode d'usinage (essais associés aux modèles d'efforts)	113
Figure 62. Délaminage extérieur matière de Type I	114
Figure 63. Délaminage de Type II intérieur matière	114
Figure 64. Influence des facteurs d'entrée sur le critère d'état de surface Sa	116
Figure 65. Topologies de surfaces observées à l'aide du microscope confocal	117
Figure 66. Configuration des essais d'usinage	117
Figure 67 Différence entre les deux profils	118
Figure 68 Etats de surface expérimentaux et simulés obtenus avec les différents outils	110
Figure 60. (a) Nombre moven de graine par niveau participant à la génération de l'état	do
surface (b) Ca simulá en fonction de fincun les différents outile sconnés	190
Direction de l'épour les différents outris scannes.	120
Figure 70. Impact de l'arrachement des grains sur la surface usinee	121
Figure 71. Clivage de grains : (a) Grossissement X2, (b-c) Grossissement X5	122
Figure 72. Arrachement de grains	122
Figure 73. Diminution du rayon moyen associée à l'enveloppe de l'outil	123
Figure 74. Distribution des rayons des points scannés sur la fraise G1182 D16	124
Figure 75. Ecarts types avant et après usinage (a) du modèle gaussien des grains et	125
Figure 76. Ecart type des rayons des points participant à la coupe avant et après usin	age
(courbes continues et pointillées), pour différentes granulométries (a) et diamètres (b)	125
Figure 77. Nombre moven de grains usinants par niveau en fonction de f. avant et ar	orès
usinage (courbes continues et pointillées). (a) pour différentes G et (b) pour différentes \mathcal{O}_{i}	126
Figure 78 Evolution du Sa simulé avant et après usinage (courbes continues et pointillé	ées)
righter (or Evolution du ou simule avante et après usinage (courbes continues et pointine	196
Figure 70 Trous de diamantage	120
Figure 80 Evolution de l'Esp on fonction de l'evence par tour $V = 1400 \text{ m/min}$	190
Figure 60. Evolution de l'Esp en fonction de l'avance par tour, $v_c = 1400 \text{ m/mm}$.	129 190
Figure 61. vandation du modele de puissance	129
Figure 82. (a) Puissance de coupe et (b) Effort resultant \dots	130
Figure 83. Evolution du copeau moyen avant et après usinage	131

Figure 84 Phénomène de saturation	133
Figure 85. Saturation du volume libre :(a) outil encrassé. (b) zoom sur les parties encr	assées
	134
Figure 86. Volume libre en fonction de l'avance par tour avant et après usinage	134
Figure 87. Esp en fonction du taux de sertissage	135
Figure 88 Esp en fonction de la vitesse de coupe pour des outils de différentes granulon	nétries
r gare co. Esp en fenetien de la vicesse de coupe pour des outris de anterentes grandien	136
Figure 89 Vérification de l'hypothèse de l'influence de la thermique	136
Figure 90 (a) Dispositif expérimental de mesure de température durant le détourage	137
Figure 91 (a) Dispositif d'étalonnage de la caméra thermique	138
Figure 92 Evolution de la T° à l'interface outil/matière en fonction de la Vc	130
Figure 93 Température mesurée à l'aide de la caméra thermique	130
Figure 94 (a) Dispositif expérimental (b) Evolution du couple en fonction de la tempé	rature
rigure 54. (a) Disposion experimental, (b) Evolution du couple en ionetion de la tempe	1/1
Figure 05 Protocole de mise en place d'une fraise à concrétions diamantées	144
Figure 95. I lotocole de linse en place d'une fraise à concretions diamantees	144
Figure 90. Representation des enorts de coupe pour un outri à plaquettes	150
Figure 97. 1 arametrage de l'angle 0, positir à gauche et negatir à droite	101
Figure 90. Discretisation des efforts de coupe	100
Figure 39. 1 rojection des chorts de coupe	155
Figure 100. Farametrage pour le stratme mutualitectionnel	107
Figure 101. Finicipe du modele par « paner » avec un nombre de secteur n_z -12	150
Figure 102. Indistration de differentes configurations d'orientation du fibrage	159
Figure 105. Determination du nombre de zones en contact	109
Figure 104. Montages d'usinage pour les essais dedies à la modelisation des efforts	103
Figure 105. $K_t(\theta)$ (a gauche) et $K_r(\theta)$ (a droite) identifies pour le modele « paner »	104
Figure 100. Comparaison entre les enorts d'avance et les enorts normaux experiments	aux et
Einmes 107 Distribution de l'amon relative de détermination des effecte de source.	100
Figure 107. Distribution de l'erreur relative de determination des enorts de coupe	100
Figure 108. Interet du rapport S/N par rapport au critere de l'écart type	107
Figure 109. Coefficients specifiques de coupe modenses par des polynomes d'ordre a	1, 174
contraint en position, obtenus suite a une optimisation avec differentes conditions initia \mathbf{E}	1 es 1 (4)
Figure 110. Comparaison des efforts d'avance F_f (a-c) et des efforts normaux F_n	(D-d)
experimentaux et simules pour des a_e de 16 mm (a-b) et de 5.94 mm (c-d)	173
Figure 111. Coefficients specifiques (a) tangentiel et (b) radial	178
Figure 112. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts normaux F_n	182
Figure 113. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts normaux F_n	182
Figure 114. Coefficients specifiques (a) tangentiel et (b) radial obtenus	184
Figure 115. Coefficients specifiques (a) tangentiel et (b) radial obtenus	184
Figure 116. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts norma-	$\operatorname{ux} \mathbf{F}_{n}$
experimentation globale, $a_e=3mm$	180
Figure 117. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts norma-	$\operatorname{ux} \mathbf{F}_{n}$
experimentation experimentation globale, $a_e = 10 \text{ mm}$	186
Figure 118. Coefficients specifiques tangentiel et radial obtenus suite à l'identification g	globale
	188
Figure 119. (a) Effort d'avance et (b) Effort normal en fonction de l'avance par tour,	190
Figure 120. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts norma-	$ux F_n$
experimentation par sous-système, $a_e=3mm$	191
Figure 121. Comparaison (a) des efforts d'avance F_f et (b) des efforts norma-	$\mathbf{ux} \mathbf{F}_{\mathbf{n}}$
experimentation par sous-système, $a_e=16$ mm	192
Figure 122. Coefficients specifiques tangentiel et radial obtenus	194
Figure 123. Repere de projection des efforts de coupe : (a) $\theta = -30^{\circ}$, (b) $\theta = +30^{\circ}$	195
Figure 124. Projection des efforts de coupe dans le repère des fibres	196

Figure 125. (a) Définition de l'angle de coupe d'un grain, (b) Distribution des angles de cou	upe
des points usinant sur une fraise à concrétions diamantées de G852 µm	196
Figure 126. Redressement des fibres à -45° après le passage de l'outil	197
Figure 127. Comparaison des coefficients spécifiques de coupe pour des outils	198
Figure 128. Définition géométrique de la pièce et des efforts d'usinage simulés	199
Figure 129. Placement de la pièce dans l'espace de travail du robot [Dum11]	200
Figure 130. Ecarts en bout d'outil le long de la trajectoire (porteur non rigide)	201
Figure 131. Acquisition des efforts avant et après la perte de grains	211

TABLE DES ILLUSTRATIONS : TABLEAUX

Tableau 1. Propriétés mécaniques de la matrice époxy M21 (Hexcel)	. 16
Tableau 2. Propriétés mécaniques des fibres de carbone T800 (Torayca) [Luy08] [Mon09]	.17
Tableau 3. Propriétés mécaniques d'un composite unidirectionnel	20
Tableau 4. Caractéristiques descriptives des entités de parachèvement	. 59
Tableau 5. Coefficients associés aux caractéristiques entités	. 66
Tableau 6. Echelle de notation	67
Tableau 7. Niveaux des caractéristiques pour les entités à détourer	. 68
Tableau 8. Extrait de la base de données concernant la caractéristique longueur	. 69
Tableau 9. Résultats obtenus suite à l'analyse locale de l'entité 1 et 20 du full barrel,	. 70
Tableau 10. Impact des coefficients de pondération des critères Ccr	. 71
Tableau 11. Calcul du temps de fabrication T _i ^j de l'entité i par le procédé j	. 77
Tableau 12. Calcul du coût de fabrication C ^j _i de l'entité i par le procédé j	. 78
Tableau 13. Résultats obtenus suite à l'analyse locale de l'entité 1 et 20 du full bar	rel,
méthode quantitative	. 79
Tableau 14. Etat de surface obtenu en fonction du procédé de fabrication (en µm)	. 89
Tableau 15. Définition des outils	. 98
Tableau 16. Caractéristiques du matériau T800-M21	. 98
Tableau 17. Définition des niveaux des facteurs pour les sept plans d'expériences	108
Tableau 18. Longueur usinée durant la phase de rodage par les différents outils	124
Tableau 19. Coefficients spécifiques considérés lors de la réalisation d'une passe sollicit	ant
différentes zones de discrétisation de l'outil, $n_z=12$ zones	161
Tableau 20. Matériau utilisé pour les essais dédiés à la modélisation des efforts de coupe	162
Tableau 21. Conditions de coupe pour les essais dédiés à la modélisation des efforts	163
Tableau 22. Critères de comparaison associés au modèle palier, pour les essais en $a_e total \dots$	168
Tableau 23. Critères de comparaison associés au modèle palier, pour les essais en $a_{\rm e}$ par	rtiel
	168
Tableau 24. Degré de liberté des modèles testés (K_t et K_r)	175
Tableau 25. Critères de comparaison associés aux modèles sinusoïdal et polynomiaux, $a_{\rm e}$ to	otal
	176
Tableau 26. Critères de comparaison associés aux modèles sinusoïdal et polynomiaux,	176
Tableau 27. Paramètres identifiés des modèles sinusoïdal et polynomiaux de $K_t(\theta)$	179
Tableau 28. Paramètres identifiés des modèles sinusoïdal et polynomiaux de $K_r(\theta)$	179
Tableau 29. Matériau utilisé pour la seconde série d'essais dédiée à la modélisation des effe	orts
	180
Tableau 30. Avance par tour (mm/tr) en fonction de l'engagement radial de l'outil	181
Tableau 31. Critères de comparaison obtenus suite à une identification	183
Tableau 32. Critères de comparaison obtenus suite à une identification	183
Tableau 33. Critères de comparaison obtenus par l'ensemble des modèles	185
Tableau 34. Critères de comparaison obtenus suite à une identification globale, $a_e=3mm.$	187
Tableau 35. Critères de comparaison obtenus suite à une identification globale, $a_e=16mm$	187
Tableau 36. Criteres de comparaison obtenus par l'ensemble des modèles	188
Tableau 37. Parametres associés aux différents modèles,	189
Tableau 38. Identification des constantes des différents modèles obtenus	192
Tableau 39. Criteres de comparaison obtenus suite à une identification par sous-système	193
Tableau 40. Critères de comparaison obtenus suite à une identification globale	194
Tableau 41. Caracteristiques géométriques de la pièce et conditions de coupe associées	200
Tableau 42. Ecarts au point P10, en fonction de l'orientation des fibres dans la pièce	203

ANNEXES



Annexe 1 : Données issues de l'extraction des entités géométriques de la pointe avant d'avion

Figure 132. Découpage de la pointe avant d'avion en entités géométriques

Annexe	1
--------	---

tité	ture		Coordonnées point de départ			Coordonnées point d'arrivée				Longueur			Coordonnées centre			Axe	von	gle arc	ncave- convexe- an	ntour extérieur	rface en arrière- an	aisseur pièce	Direction	vecteur avance		Normale à la surfare à	usiner	yon min	lérance	gosité
En	Na	х	У	Z	x	У	Z	x	У	z	totale	x	У	Z	х	y z	Ra	An	co pla	ပိ	Su pla	Eb .	x	У	z :	хy	/ Z	Ra	To	Ru
								-			PO	INTE A	VANT	D'AVIC						-			-							
E1	S				6959,6	0	-2165,9					6959,6	0,0008	-239,9	1	0 0	1926	66,9	0	1	0	2,1	0	1	1	-1 (0 C		1,6	10
E2	S				6959,6	1771,9	-994,9					6959,6	0,0008	-239,9	1	0 0	1926	66,9	0	1	0	2,1	0	1	1 -	-1 (0 0		1,6	10
E7	S	5548	-1232	1497	4810	-1122	1486	738	110,4	11,9	746,2								-1	0	0	7,4	1	1	1 ±	±1 -:	1 -1	12622	1,6	10
E8	S	4810	-1122	1486	4679	-1197	1401	131	74,6	84,1	192,6								-1	0	0	7,4	1	1	1	1 ±	1 -1	119,8	1,6	10
E9	S	4679	-1197	1401	4618	-1885	-375	60	688,8	1776,9	1984,9								-1	0	0	7,4	1	1	1	1 -:	1 -1	1875	1,6	10
E18	S	3362	0	1632	3362	1721	81	0	1721,4	1550,5	2495,2								0	1	0	2,2	0	1	1 -	-1 -:	1 -1	1375	1,6	10
E19	S	3362	1721	81	3338	1722	51	23	0,8	29,8	40,9								-1	1	0	2,2	1	1	1 -	-1 -:	1 1	29,96	1,6	10
E20	S	3338	1722	51	2394	1500	-183	945	222,1	234,5	999,3								-1	1	0	2,2	1	1	1 -	-1 -:	1 1	6029	1,6	10
E33	S	2318	-184	-1910	2565	-282	-1931	247	97,5	21,7	150,3								-1	0	0	3,9	1	1	1 ±	1 1	1 -1	555,1	1,6	10
E34	S				2586	-282	-1934					2712,7	4412,0	-762,2	1	1 1	4839	0,2	-1	0	0	3,9	1	1	1 1	E1 1	1 -1		1,6	10
E35	S	2586	-282	-1934	2591	-282	-1935	5	0,0	0,7	5,1								-1	0	0	3,9	1	1	1 ±	E1 1	1 -1	4241	1,6	10
E44	S	2565	282	-1931	2416	282	-1909	149	0,2	22,0	150,3								-1	0	0	3,9	1	1	1 1	±1 -:	1 -1	5455	1,6	10
E46	S	2416	282	-1909	2318	184	-1910	98	97,5	0,3	151,4								-1	0	0	3,9	1	1	1	1 -:	1 -1	105,9	1,6	10
E47	S	2318	184	-1910	2318	-184	-1910	0,1	368,6	0,0	369,5								-1	0	0	3,9	1	1	1	1 ±	1 -1	1494	1,6	10
E54	S	5614	-200	-2149	5514	-100	-2154	100	99,7	5,7	141,3								-1	0	0	5,5	1	1	1	-1 -:		3682	1,6	10
E55	S	5514	-100	-2154	5514	100	-2154	100	200,0	0,0	200,1								-1	0	0	5,5	0	1	1	-1 ±	1 1	1956	1,6	10
E57		5514	100	-2154	5014	200	-2149	100	99,7	5,7	141,3	1070 7	1044 4	1762.0	1	1 1	1 65		-1	0	0	5,5		T	1 -	-1 .	1 1	3082	1,0	10
E71												2047.9	1044,4	10126		1 1 1 1	2,05												0,1	20
E79												55/1 1	0,0	-1013,0	1	1 1	50					5,5							0,1	20
F94	P											1240 1	-580 5	-1455 9	1	1 1	3					2.2							0,1	20

Figure 133. Extrait des caractéristiques associées aux entités géométriques

Annexe 2 : Normes sur les granulométries

Il existe de nombreuses méthodes pour classifier la taille d'un produit abrasif. Le système F.E.P.A. (Fédération des Producteurs Européens d'Abrasifs) et l'A.N.S.I. Mesh Size sont les deux méthodes les plus répandues.

Dans la norme F.E.P.A., la granulométrie est définie par un nombre unique correspondant à la dimension moyenne de la taille de la particule en µm. Dans la norme A.N.S.I. Mesh Size, la granulométrie est composée de deux nombres. Ces derniers font référence au nombre de mailles par pouce carré d'une trémie (Figure 134).



Figure 134. Définition d'une maille selon la norme A.N.S.I. Mesh Size

Par exemple, selon la norme F.E.P.A., le diamètre d'un grain D851 obtenu par tamisage est compris entre 710 et 850 µm. Dans la norme A.N.S.I. Mesh size, ce grain passera à travers une trémie dont le nombre de mailles au pouce carré est compris entre 20 et 25 (Tableau 43).

La figure ci-dessous présente plus précisément la méthode de qualification de la granulométrie des abrasifs, basée sur des méthodes de tamisages successifs, et sur la répartition statistique de la taille de grain.

Annexe 2



Figure 135. Qualification de la granulométrie des abrasifs [Asa11]

Annexe	2
--------	---

			Test v	veight	Sieve through	М	aximum	Minimum		M	aximum	Maximum
FEPA	ISO R 56	5 - 1990	as pe	er 3.2	which 99.9%	of	oversize	r	etained	t	hrough	of 0.5% through
superabrasive			for 200 mm	for 75 mm	must pass	0	<u>n</u> upper	<u> </u>	<u>n</u> lower	-	lower	undersize
grit	Aperture	Equivalent	(8 in.)	(3 in.)	(oversize		control		control	control		limiting
designation	range	mesh sizes	sieves	sieves	limiting sieve)		sieve		sieve	sieve		sieve
(2)	μm	(1)	g	g	μm	%	μm	%	μm	%	μm	μm
1181	1180 / 1000	16/18	80 - 120	9.6 - 14.5	1830	5	1280	93	1010	5	1010	710
1001	1000 / 850	18/20	80 - 120	9.6 - 14.5	1530	5	1080	93	840	5	840	600
851	850 / 710	20/25	80 - 120	9.6 - 14.5	1280	5	915	93	710	5	710	505
711	710 / 600	25/30	80 - 120	9.6 - 14.5	1080	5	770	93	600	5	600	425
601	600 / 500	30/35	80 - 120	9.6 - 14.5	915	5	645	93	505	5	505	360
501	500 / 425	35/40	80 - 120	9.6 - 14.5	770	5	541	93	425	5	425	302
426	425 / 355	40/45	80 - 120	9.6 - 14.5	645	5	455	93	360	5	360	255
356	355 / 300	45/50	80 - 120	9.6 - 14.5	541	5	384	93	302	5	302	213
301	300 / 250	50/60	80 - 120	9.6 - 14.5	455	5	322	93	255	5	255	181
251	250 / 212	60/70	80 - 120	9.6 - 14.5	384	5	271	93	213	5	213	151
213	212 / 180	70/80	80 - 120	9.6 - 14.5	322	5	227	93	181	5	181	127
181	180 / 150	80/100	40 - 60	4.8 - 7.2	271	7	197	90	151	7	151	107
151	150 / 125	100/120	40 - 60	4.8 - 7.2	227	7	165	90	127	7	127	90
126	125 / 106	120/140	40 - 60	4.8 - 7.2	197	7	139	90	107	7	107	75
107	106 / 90	140/170	40 - 60	4.8 - 7.2	165	8	116	88	90	8	90	65
91	90 / 75	170/200	40 - 60	4.8 - 7.2	139	8	97	88	75	8	75	57
76	75 / 63	200/230	20 - 30	2.4 - 3.6	116	8	85	88	65	8	65	49
64	63 / 53	230/270	20 - 30	2.4 - 3.6	97	8	75	88	57	8	57	41
54	53 / 45	270/325	20 - 30	2.4 - 3.6	85	12	65	83	49	12	49	37
46	45 / 38	325/400	20 - 30	2.4 - 3.6	75	12	57	83	41	12	41	32

Tableau 43. Tableau d'équivalence des normes FEPA, A.N.S.I. Mesh size et ISO [Asa11]

Annexe 3 : Résolution matricielle des plans d'expérience

Afin d'illustrer la méthode de résolution matricielle utilisée dans nos travaux pour analyser les plans d'expériences, le dépouillement d'un plan type va être effectué. Considérons alors un plan d'expérience représentatif de nos différentes études (cf. $\S3.2.2$). L'objectif consiste à étudier l'influence de trois facteurs et de leurs intéractions sur une réponse notée Y. Les différents niveaux associés à chacun de ces facteurs sont définis dans le Tableau 44.

Facteur	Unités	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3
f	$\mathrm{mm/tr}$	0.23	0.36	0.5
Ø	mm	12	16	
V	m/min	400	600	

Tableau 44. Définition des facteurs de l'étude et de leurs modalités

Seules les intéractions d'ordre 2 sont prises en compte, celles d'un ordre supérieur étant considérées nulles. Considérons alors un modèle possible, pouvant être associé à ce plan :

$$Y = a_0 + a_1 f + a_2 \mathcal{Q} + a_3 V + a_4 f \mathcal{Q} + a_5 f V + a_6 \mathcal{Q} V$$
(81)

Avec $a_0, a_1, a_2, a_3, a_4, a_5$ et a_6 les constantes du modèle à identifier. Le système à résoudre s'énonce alors sous la forme :

$$Y = X . a \tag{82}$$

avec Y le vecteur colonne de la réponse étudiée, X la matrice représentative des essais réalisés et a le vecteur colonne regroupant les constantes du modèle à identifier. Pour résoudre ce système, l'équation suivante est utilisée :

$$tX \cdot Y = tX \cdot X \cdot a$$

$$a = (tX \cdot X)^{-1} \cdot tX \cdot Y$$
(83)

Pour obtenir la matrice X, il est nécessaire de déterminer une stratégie d'expérimentation, c'est-à-dire de définir les essais à réaliser pour identifier le vecteur constante a. Le niveau des facteurs utilisés pour l'ensemble des essais est alors formalisé dans une *matrice d'expérimentations* (Figure 136a : cas d'un plan factoriel complet). Puis, celle-ci est mise en forme afin de pouvoir résoudre le problème de façon matricielle. Pour cela, un codage adapté au modèle additif, et prenant en compte les intéractions d'ordre 2, est utilisé. Il vérifie les propriétés classiques de calcul des effets et des intéractions, telles que :

$$\sum_{i=1}^{n} Effets = 0$$

$$\sum_{i=1}^{n} Intéractions \ d'ordre \ 2 = 0$$
(84)

$N^{\circ} \exp$	f	Ø	V		$N^{\circ} exp$	f2	f3	$\emptyset 2$	V2	
1	f1	Ø 1	V1		1	-1	-1	-1	-1	
2	f1	$\emptyset 1$	V2		2	-1	-1	-1	1	
3	f1	$\emptyset 2$	V1		3	-1	-1	1	-1	
4	f1	$\emptyset 2$	V2		4	-1	-1	1	1	
5	f2	$\emptyset 1$	V1		5	1	0	-1	-1	
6	f2	$\emptyset 1$	V2		6	1	0	-1	1	
7	f2	$\emptyset 2$	V1		7	1	0	1	-1	
8	f2	$\emptyset 2$	V2		8	1	0	1	1	
9	f3	$\emptyset 1$	V1		9	0	1	-1	-1	
10	f3	$\emptyset 1$	V2		10	0	1	-1	1	
11	f3	$\emptyset 2$	V1		11	0	1	1	-1	
12	f3	$\emptyset 2$	V2	a	12	0	1	1	1	ł

Chaque colonne de la matrice d'expériences est ainsi codée en (n-1) colonnes, avec n le nombre de modalités associé au facteur concerné (Figure 136b).

Figure 136. (a) Matrice d'expérimentation et (b) Matrice d'expérimentation codée

La matrice X, associée à la stratégie expérimentale choisie, est obtenue à partir de la matrice d'expérimentation codée (Figure 137). Un vecteur colonne unitaire est ajoutée sur la première colonne (prise en compte de la moyenne des essais). Suivent ensuite les colonnes représentatives des effets des différents facteurs, au nombre de quatre dans notre exemple : ces colonnes correspondent à celles de la matrice codée précédemment (Figure 136b). Les cinq dernières colonnes représentent les termes associés aux intéractions entre les différents facteurs. Seules celles considérées dans le modèle sont intégrées dans cette matrice. Elles sont créées en multipliant les colonnes associées aux couples facteurs/modalités concernés.

	m	12	13	$\varnothing 2$	V2	12.02	12.V2	13.02	13.V2	$\emptyset 2.V2$				
	a_0	a_{12}	a_{13}	a_{22}	a_{32}									
(1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	1				
	1	-1	-1	-1	1	1	-1	1	-1	-1				
	1	-1	-1	1	-1	-1	1	-1	1	-1			<i>a</i> ₁₂	
v	1	-1	-1	1	1	-1	-1	-1	-1	1			a ₁₃	
	1	1	0	-1	-1	-1	-1	0	0	1			a22	
	1	1	0	-1	1	-1	1	0	0	-1		a =	a ₃₂	ŀ
Λ =	1	1	0	1	-1	1	-1	0	0	-1		<i>u</i> –	a ₁₂ .a ₂₂	ļ
	1	1	0	1	1	1	1	0	0	1			$a_{12}.a_{32}$	
	1	0	1	-1	-1	0	0	-1	-1	1			a ₁₃ .a ₂₂	ļ
	1	0	1	-1	1	0	0	-1	1	-1			a ₁₃ .a ₂₂	
	1	0	1	1	-1	0	0	1	-1	-1			$a_{22}.a_{32}$	
	1	0	1	1	1	0	0	1	1	1)			

Figure 137. Matrice X associée à la stratégie expérimentale choisie

Le système de codage choisi implique des modifications, non pas sur la forme du modèle choisi, mais sur son expression. L'équation (81) devient alors :

$$Y = a_0 + a_{12}.f_2 + a_{13}.f_3 + a_{22}.\emptyset_2 + a_{32}.V_2 + a_{12}.a_{22}.f_2.\emptyset_2 + a_{13}.a_{22}.f_3.\emptyset_2 + a_{12}.a_{32}.f_2.V_2 + a_{13}.a_{32}.f_3.V_2 + a_{22}.a_{32}.\emptyset_2.V_2$$
(85)

Annexe 4 : Analyses de la Variance (ANOVA) Réponses liées à l'analyse de l'intégrité de la matière

Cette annexe présente les analyses des plans d'expériences ciblés sur l'étude de l'intégrité matière (PE1). Seule la quatrième série d'essais (S4) est concernée par ce type de défaut. C'est pourquoi seul l'influence de la granulométrie, de l'avance par tour, du mode d'usinage et de l'orientation des fibres sont considérées. Leurs niveaux respectifs sont rappelés dans le Tableau 17. Quatre réponses, concernant les délaminages sur les plis extérieurs des éprouvettes, sont étudiées : la largueur $L1_{ext}$ et la profondeur $D1_{ext}$ des défauts de délaminage de Type I, ainsi que la largueur $L2_{ext}$ et la hauteur $D2_{ext}$ des défauts de délaminage de Type II. Les analyses de la variance, et les graphes des effets et des intéractions associés, sont ainsi présentés. Pour rappel, le niveau de confiance α associé aux réponses a été fixé à 95% (ANOVA).

A4.1 Analyse de la largeur des défauts de Type I extérieur matière : L1_{ext}

S4-PE1												
Factor	SS	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)					
G_4	10.08	1	10.08	2.50	4.32	Ν	2.86					
\mathbf{f}_4	20.80	1	20.80	5.16	4.32	Y	5.91					
M_4	14.52	1	14.52	3.60	4.32	Ν	4.12					
O_4	80.08	5	16.02	3.98	2.68	Y	22.73					
G_4 / f_4	19.76	1	19.76	4.91	4.32	Y	5.61					
G_4 / M_4	0.00	1	0.00	0.00	4.32	Ν	0.00					
G_4 / O_4	53.43	5	10.69	2.65	2.68	Ν	15.17					
f_4 / M_4	13.65	1	13.65	3.39	4.32	Ν	3.88					
f_4 / O_4	41.15	5	8.23	2.04	2.68	Ν	11.68					
M_4 / O_4	14.23	5	2.85	0.71	2.68	Ν	4.04					
Error	84.58	21	4.03									
Total	352.29	47										

A4.1.1	Analyse	de la	variance
--------	---------	-------	----------

Tableau 45. ANOVA associée à la réponse 'L l_{ext} '



A4.1.2 Graphes des effets

Figure 138. Effets du $L1_{ext}$ pour le plan S4



A4.1.3 Graphes des intéractions

Figure 139. Intéractions du L1_{ext} pour le plan S4

A4.2 Analyse de la profondeur des défauts de Type I extérieur matière : $D1_{ext}$

A4.2.1 Analyse de la variance

	S4-PE1												
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)						
G_4	1.11	1	1.11	2.23	4.32	Ν	3.13						
f_4	0.57	1	0.57	1.14	4.32	Ν	1.60						
${ m M}_4$	4.78	1	4.78	9.61	4.32	Y	13.50						
O_4	8.99	5	1.80	3.62	2.68	Y	25.40						
G_4 / f_4	1.34	1	1.34	2.69	4.32	Ν	3.78						
G_4 / M_4	3.88	1	3.88	7.81	4.32	Y	10.98						
G_4 / O_4	0.78	5	0.16	0.31	2.68	Ν	2.21						
f_4 / M_4	0.06	1	0.06	0.11	4.32	Ν	0.16						
f_4 / O_4	0.60	5	0.12	0.24	2.68	Ν	1.71						
M_4 / O_4	2.85	5	0.57	1.15	2.68	Ν	8.04						
Error	10.44	21	0.50										
Total	35.39	47											

Tableau 46. ANOVA associée à la réponse 'D1 $_{\rm ext}$ '



Figure 140. Effets du $D1_{ext}$ pour le plan S4



A4.2.3 Graphes des intéractions





	S4-PE1												
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)						
G_4	0.56	1	0.56	0.10	4.32	Ν	0.21						
\mathbf{f}_4	22.96	1	22.96	4.23	4.32	Ν	8.50						
M_4	6.75	1	6.75	1.24	4.32	Ν	2.50						
O_4	43.00	5	8.60	1.59	2.68	Ν	15.91						
G_4 / f_4	0.12	1	0.12	0.02	4.32	Ν	0.04						
G_4 / M_4	0.48	1	0.48	0.09	4.32	Ν	0.18						
G_4 / O_4	29.05	5	5.81	1.07	2.68	Ν	10.75						
f_4 / M_4	9.01	1	9.01	1.66	4.32	Ν	3.33						
f_4 / O_4	27.23	5	5.45	1.00	2.68	Ν	10.07						
M_4 / O_4	17.26	5	3.45	0.64	2.68	Ν	6.39						
Error	113.89	21	5.42										
Total	270.31	47											

Tableau 47. ANOVA associée à la réponse 'L2 $_{\rm ext}$ '

A4.3.2 Graphes des effets



Figure 142. Effets du $L2_{\rm ext}$ pour le plan S4



A4.3.3 Graphes des intéractions

Figure 143. Intéractions du $L2_{ext}$ pour le plan S4



A4.4.1	Analyse	de	\mathbf{la}	variance
--------	---------	----	---------------	----------

			S4-	PE1			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
G_4	1.91	1	1.91	0.75	4.32	Ν	1.69
\mathbf{f}_4	2.52	1	2.52	0.99	4.32	Ν	2.23
M_4	1.85	1	1.85	0.72	4.32	Ν	1.64
O_4	19.33	5	3.87	1.51	2.68	Ν	17.13
G_4 / f_4	3.83	1	3.83	1.50	4.32	Ν	3.39
G_4 / M_4	0.39	1	0.39	0.15	4.32	Ν	0.34
G_4 / O_4	2.20	5	0.44	0.17	2.68	Ν	1.95
f_4 / M_4	0.62	1	0.62	0.24	4.32	Ν	0.55
f_4 / O_4	1.47	5	0.29	0.11	2.68	Ν	1.30
M_4 / O_4	25.06	5	5.01	1.96	2.68	Ν	22.20
Error	53.69	$\overline{21}$	2.56				
Total	112.86	47					

Tableau 48. ANOVA associée à la réponse 'D2 $_{\rm ext}$ '

A4.4.2 Graphes des effets



Figure 144. Effets du D2_{ext} pour le plan S4



A4.4.3 Graphes des intéractions



Annexe 5 : Analyses de la Variance (ANOVA) Réponses liées à l'analyse de l'état de surface

Cette annexe présente les analyses des plans d'expériences ciblés sur l'étude de l'état de surface (PE1). Les influences du diamètre de l'outil, de sa granulométrie, de l'avance par tour, de la vitesse de coupe, du mode d'usinage et de l'orientation des fibres sont considérées. Leurs niveaux respectifs sont rappelés dans le Tableau 17. Quatre réponses sont étudiées : l'écart moyen arithmétique de la surface Sa, la hauteur maximale de pic Sp, la profondeur maximale de creux Sv, et l'écart moyen arithmétique du profil d'ondulation Wa. Les analyses de la variance, et les graphes des effets et des intéractions associés, sont ainsi présentés. Pour rappel, le niveau de confiance α associé aux réponses a été fixé à 95% (ANOVA).

A5.1 Analyse de l'écart moyen arithmétique de la surface : Sa

A5.1.1 Analyse de la variance

Error

Total

11.00

1627.581

13

31

S1-PE1								
Factor	SS	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)	
f_1	29.34	2	14.67	6.49	3.42	Y	1.00	
\emptyset_1	2634.45	1	2634.45	1165.26	4.28	Υ	89.40	
V_1	6.16	3	2.05	0.91	3.03	Ν	0.21	
M_1	14.01	1	14.01	6.20	4.28	Υ	0.48	
f_1 / ϕ_1	112.57	2	56.29	24.90	3.42	Y	3.82	
f_1 / V_1	42.86	6	7.14	3.16	2.53	Y	1.45	
f_1 / M_1	1.86	2	0.93	0.41	3.42	Ν	0.06	
$\phi_1 \ / \ \mathrm{V}_1$	11.57	3	3.86	1.71	3.03	Ν	0.39	
ϕ_1 / M_1	40.90	1	40.90	18.09	4.28	Y	1.39	
V_1 / M_1	0.97	3	0.32	0.14	3.03	Ν	0.03	
Error	52.00	23	2.26					
Total	2946.69	47						
			S2-]	PE1				
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)	
f_2	159.57	3	53.19	62.85	3.41	Y	9.80	
G_2	1285.28	1	1285.28	1518.69	4.67	Υ	78.97	
V_2	3.60	1	3.60	4.25	4.67	Ν	0.22	
M_2	0.62	1	0.62	0.74	4.67	Ν	0.04	
f_2 / G_2	141.14	3	47.05	55.59	3.41	Υ	8.67	
$\mathrm{f}_2 \;/\; \mathrm{V}_2$	19.82	3	6.61	7.80	3.41	Y	1.22	
f_2 / M_2	3.47	3	1.16	1.36	3.41	Ν	0.21	
$\mathrm{G}_2 \;/\; \mathrm{V}_2$	1.04	1	1.04	1.23	4.67	Ν	0.06	
G_2 / M_2	2.02	1	2.02	2.39	4.67	Ν	0.12	
V_2 / M_2	0.03	1	0.03	0.04	4.67	Ν	0.00	

0.85

Annexe	5
--------	----------

			S3-1	PE1			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_3	843.99	3	281.33	43.17	3.41	Ŷ	57.75
G_3	114.53	1	114.53	17.58	4.67	Y	7.84
V_3	11.24	1	11.24	1.72	4.67	Ν	0.77
M_3	6.61	1	6.61	1.01	4.67	Ν	0.45
f_3 / G_3	270.45	3	90.15	13.83	3.41	Y	18.50
$\mathrm{f}_3 \;/\; \mathrm{V}_3$	82.47	3	27.49	4.22	3.41	Y	5.64
f_3 / M_3	15.57	3	5.19	0.80	3.41	Ν	1.07
G_3 / V_3	11.33	1	11.33	1.74	4.67	Ν	0.77
G_3 / M_3	18.03	1	18.03	2.77	4.67	Ν	1.23
V_3 / M_3	2.63	1	2.63	0.40	4.67	Ν	0.18
Error	84.72	13	6.52				
Total	1461.58	31					
		-	S4-I	PE1			
Factor	SS	DoF	S4-I V	PE1 Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
$\begin{array}{c} Factor \\ G_4 \end{array}$	SS 1718.88	DoF 1	S4-I V 1718.88	PE1 Fratio 1194.40	Ffisher 4.32	Signif Y	P (%) 91.85
$\begin{array}{c} Factor \\ G_4 \\ f_4 \end{array}$	SS 1718.88 3.48	DoF 1 1	S4-1 V 1718.88 3.48	PE1 Fratio 1194.40 2.42	Ffisher 4.32 4.32	Signif Y N	P (%) 91.85 0.19
$\begin{array}{c} Factor\\ G_4\\ f_4\\ M_4 \end{array}$	SS 1718.88 3.48 29.25	DoF 1 1 5	S4-1 V 1718.88 3.48 5.85	PE1 Fratio 1194.40 2.42 4.07	Ffisher 4.32 4.32 2.68	Signif Y N Y	P (%) 91.85 0.19 1.56
$\begin{array}{c} Factor\\ G_4\\ f_4\\ M_4\\ O_4 \end{array}$	SS 1718.88 3.48 29.25 20.26	DoF 1 1 5 1	S4-1 V 1718.88 3.48 5.85 20.26	PE1 Fratio 1194.40 2.42 4.07 14.07	Ffisher 4.32 4.32 2.68 4.32	Signif Y N Y Y	P (%) 91.85 0.19 1.56 1.08
$\begin{array}{c} \mbox{Factor} \\ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ $	SS 1718.88 3.48 29.25 20.26 0.13	DoF 1 1 5 1 1	S4-1 V 1718.88 3.48 5.85 20.26 0.13	PE1 Fratio 1194.40 2.42 4.07 14.07 0.09	Ffisher 4.32 4.32 2.68 4.32 4.32	Signif Y N Y Y N	P (%) 91.85 0.19 1.56 1.08 0.01
$\begin{array}{c} \hline Factor \\ G_4 \\ f_4 \\ M_4 \\ O_4 \\ G_4 \ / \ f_4 \\ G_4 \ / \ M_4 \end{array}$	SS 1718.88 3.48 29.25 20.26 0.13 51.22	DoF 1 1 5 1 1 5	S4-1 V 1718.88 3.48 5.85 20.26 0.13 10.24	PE1 Fratio 1194.40 2.42 4.07 14.07 0.09 7.12	Ffisher 4.32 4.32 2.68 4.32 4.32 4.32 2.68	Signif Y N Y Y N Y	P (%) 91.85 0.19 1.56 1.08 0.01 2.74
$\begin{tabular}{ c c c c c }\hline Factor & G_4 & & & \\ & G_4 & & & & \\ & G_4 & & & & \\ & G_4 & & & & & \\ & & G_4 & & & & \\ & & & & & & \\ \hline \end{tabular}$	SS 1718.88 3.48 29.25 20.26 0.13 51.22 2.51	DoF 1 1 5 1 1 5 1 5 1	S4-1 V 1718.88 3.48 5.85 20.26 0.13 10.24 2.51	PE1 Fratio 1194.40 2.42 4.07 14.07 0.09 7.12 1.74	Ffisher 4.32 4.32 2.68 4.32 4.32 2.68 4.32	Signif Y N Y Y N Y N	P (%) 91.85 0.19 1.56 1.08 0.01 2.74 0.13
$\begin{tabular}{ c c c c c }\hline Factor & G_4 & f_4 & \\ & M_4 & & \\ & O_4 & & \\ & G_4 & / & f_4 & \\ & G_4 & / & M_4 & \\ & G_4 & / & M_4 & \\ \hline & f_4 & / & M_4 & \\ \hline \end{tabular}$	SS 1718.88 3.48 29.25 20.26 0.13 51.22 2.51 8.61	DoF 1 1 5 1 1 5 1 5	S4-1 V 1718.88 3.48 5.85 20.26 0.13 10.24 2.51 1.72	PE1 Fratio 1194.40 2.42 4.07 14.07 0.09 7.12 1.74 1.20	Ffisher 4.32 4.32 2.68 4.32 4.32 2.68 4.32 2.68	Signif Y N Y Y N Y N N	P (%) 91.85 0.19 1.56 1.08 0.01 2.74 0.13 0.46
$\begin{tabular}{ c c c c c }\hline Factor & G_4 & f_4 & \\ & M_4 & & \\ & O_4 & O_4 & \\ & G_4 & / & M_4 & \\ & G_4 & / & O_4 & \\ & f_4 & / & O_4 & \\ & f_4 & / & O_4 & \\ \hline \end{tabular}$	SS 1718.88 3.48 29.25 20.26 0.13 51.22 2.51 8.61 2.50	DoF 1 1 5 1 1 5 1 5 1	S4-1 V 1718.88 3.48 5.85 20.26 0.13 10.24 2.51 1.72 2.50	PE1 Fratio 1194.40 2.42 4.07 14.07 0.09 7.12 1.74 1.20 1.73	Ffisher 4.32 4.32 2.68 4.32 4.32 2.68 4.32 2.68 4.32 2.68 4.32	Signif Y N Y N Y N N N	P (%) 91.85 0.19 1.56 1.08 0.01 2.74 0.13 0.46 0.13
$\begin{tabular}{ c c c c c }\hline Factor & G_4 & f_4 & & \\ & M_4 & O_4 & & \\ & G_4 & / & f_4 & & \\ & G_4 & / & M_4 & & \\ & G_4 & / & O_4 & & \\ & f_4 & / & O_4 & & \\ & M_4 & / & O_4 & & \\ \hline \end{tabular}$	SS 1718.88 3.48 29.25 20.26 0.13 51.22 2.51 8.61 2.50 4.27	DoF 1 1 5 1 1 5 1 5 1 5	S4-1 V 1718.88 3.48 5.85 20.26 0.13 10.24 2.51 1.72 2.50 0.85	PE1 Fratio 1194.40 2.42 4.07 14.07 0.09 7.12 1.74 1.20 1.73 0.59	Ffisher 4.32 4.32 2.68 4.32 4.32 2.68 4.32 2.68 4.32 2.68 4.32 2.68	Signif Y N Y N Y N N N N	P (%) 91.85 0.19 1.56 1.08 0.01 2.74 0.13 0.46 0.13 0.23
$\begin{tabular}{ c c c c c } \hline Factor & G_4 & f_4 & \\ & M_4 & O_4 & \\ & G_4 & / & f_4 & \\ & G_4 & / & M_4 & \\ & G_4 & / & O_4 & \\ & f_4 & / & O_4 & \\ \hline & M_4 & / & O_4 & \\ \hline & Error & \\ \hline \end{tabular}$	SS 1718.88 3.48 29.25 20.26 0.13 51.22 2.51 8.61 2.50 4.27 30.22	DoF 1 1 5 1 1 5 1 5 1 5 21	S4-1 V 1718.88 3.48 5.85 20.26 0.13 10.24 2.51 1.72 2.50 0.85 1.44	PE1 Fratio 1194.40 2.42 4.07 14.07 0.09 7.12 1.74 1.20 1.73 0.59	Ffisher 4.32 4.32 2.68 4.32 4.32 2.68 4.32 2.68 4.32 2.68 4.32 2.68	Signif Y N Y Y N Y N N N N	P (%) 91.85 0.19 1.56 1.08 0.01 2.74 0.13 0.46 0.13 0.23 1.61

Tableau 49. ANOVA associées à la réponse 'Sa'







Figure 149. Effets du Sa pour le plan S4











A5.2 Analyse de la hauteur maximale de pic : Sp

A5.2.1 Analyse de la variance

S1-PE1								
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)	
f_1	2706.17	2	1353.09	21.74	3.42	Y	8.95	
\emptyset_1	18853.04	1	18853.04	302.88	4.28	Y	62.36	
V_1	1108.92	3	369.64	5.94	3.03	Y	3.67	
M_1	227.49	1	227.49	3.65	4.28	Ν	0.75	
f_1 / ϕ_1	2509.81	2	1254.90	20.16	3.42	Y	8.30	
f_1 / V_1	713.93	6	118.99	1.91	2.53	Ν	2.36	
f_1 / M_1	219.87	2	109.93	1.77	3.42	Ν	0.73	
$\phi_1 \ / \ \mathrm{V}_1$	2027.20	3	675.73	10.86	3.03	Y	6.71	
ϕ_1 / M_1	236.90	1	236.90	3.81	4.28	Ν	0.78	
V_1 / M_1	197.17	3	65.72	1.06	3.03	Ν	0.65	
Error	1431.66	23	62.25					

Annexe	5
--------	---

S2-PE1							
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_2	684.62	3	228.21	2.50	3.41	Ν	2.76
G_2	17331.19	1	17331.19	189.59	4.67	Y	69.83
V_2	36.17	1	36.17	0.40	4.67	Ν	0.15
M_2	60.09	1	60.09	0.66	4.67	Ν	0.24
f_2 / G_2	3348.27	3	1116.09	12.21	3.41	Y	13.49
$\mathrm{f}_2 \;/\; \mathrm{V}_2$	1477.37	3	492.46	5.39	3.41	Y	5.95
f_2 / M_2	257.84	3	85.95	0.94	3.41	Ν	1.04
G_2 / V_2	123.21	1	123.21	1.35	4.67	Ν	0.50
G_2 / M_2	310.51	1	310.51	3.40	4.67	Ν	1.25
V_2 / M_2	1.00	1	1.00	0.01	4.67	Ν	0.00
Error	1188.39	13	91.41				
Total	24818.66	31					
			S3-F	PE1			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_3	5663.56	3	1887.85	11.40	3.41	Y	21.65
G_3	5191.01	1	5191.01	31.36	4.67	Y	19.85
V_3	5.03	1	5.03	0.03	4.67	Ν	0.02
M_3	167.01	1	167.01	1.01	4.67	Ν	0.64
f_3 / G_3	9321.92	3	3107.31	18.77	3.41	Y	35.64
f_3 / V_3	2050.16	3	683.39	4.13	3.41	Y	7.84
f_3 / M_3	485.63	3	161.88	0.98	3.41	Ν	1.86
G_3 / V_3	516.40	1	516.40	3.12	4.67	Ν	1.97
G_3 / M_3	499.37	1	499.37	3.02	4.67	Ν	1.91
V_3 / M_3	105.22	1	105.22	0.64	4.67	Ν	0.40
Error	2152.02	13	165.54				
Total	26157.31	31					

Tableau 50. ANOVA associées à la réponse 'Sp'



് പ്പൂ 100

80



100 100 100 80 80 80 G2 (602) f1 (0.03) f2 (0.1)f3 (0.16) f4 (0.23) G1 (427) V1 (1000) V2 (1400) Avalant Opposition

Figure 155. Effets du Sp pour le plan S2




A5.3 Analyse de la profondeur maximale de creux : Sv

A5.3.1 Analyse de la variance

			S1-F	PE1			
Factor	SS	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f ₁	4788.96	2	2394.48	21.26	3.42	Y	19.83
Ø ₁	14129.54	1	14129.54	125.44	4.28	Y	58.49
V ₁	185.30	3	61.77	0.55	3.03	Ν	0.77
M_1	35.64	1	35.64	0.32	4.28	Ν	0.15
f_1 / ϕ_1	335.43	2	167.71	1.49	3.42	Ν	1.39
f_1 / V_1	140.49	6	23.41	0.21	2.53	Ν	0.58
f_1 / M_1	34.16	2	17.08	0.15	3.42	Ν	0.14
ϕ_1 / V_1	792.84	3	264.28	2.35	3.03	Ν	3.28
ϕ_1 / M_1	102.40	1	102.40	0.91	4.28	Ν	0.42
V_1 / M_1	1019.88	3	339.96	3.02	3.03	Ν	4.22
Error	2590.82	23	112.64				
Total	24155.45	47					
			-S2-F	PE1			
Factor	SS	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_2	513.98	3	171.33	10.01	3.41	Y	6.40
G_2	6421.24	1	6421.24	375.06	4.67	Y	80.01
V_2	12.67	1	12.67	0.74	4.67	Ν	0.16
M_2	177.92	1	177.92	10.39	4.67	Y	2.22
f_2 / G_2	418.65	3	139.55	8.15	3.41	Y	5.22
$\mathrm{f}_2 \ / \ \mathrm{V}_2$	131.50	3	43.83	2.56	3.41	Ν	1.64
f_2 / M_2	32.51	3	10.84	0.63	3.41	Ν	0.41
$ m G_2 \ / \ V_2$	52.24	1	52.24	3.05	4.67	Ν	0.65
G_2 / M_2	38.18	1	38.18	2.23	4.67	Ν	0.48
V ₂ / M ₂	4.36	1	4.36	0.25	4.67	Ν	0.05
Error	222.57	13	17.12				
Total	8025.80	31					
			S3-F	PE1			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_{3}	4603.08	3	1534.36	5.64	3.41	Y	23.06
G_3	4469.22	1	4469.22	16.43	4.67	Y	22.39
V_3	0.47	1	0.47	0.00	4.67	Ν	0.00
M_3	1288.93	1	1288.93	4.74	4.67	Y	6.46
f_{3} / G_{3}	3876.83	3	1292.28	4.75	3.41	Y	19.42
f_3 / V_3	116.31	3	38.77	0.14	3.41	Ν	0.58
f_3 / M_3	1497.45	3	499.15	1.84	3.41	Ν	7.50
G_3 / V_3	4.89	1	4.89	0.02	4.67	Ν	0.02
G_3 / M_3	561.27	1	561.27	2.06	4.67	Ν	2.81
V_3 / M_3	7.91	1	7.91	0.03	4.67	Ν	0.04
Error	3535.98	13	272.00				
Total	19962.33	31					

Tableau 51. ANOVA associées à la réponse 'Sv'



Figure 162. Effets du Sv pour le plan S3





Figure 163. Intéractions du Sv pour le plan S1



A5.4 Analyse de l'écart moyen arithmétique du profil d'ondulation : Wa

A	5.	4.1	Analyse	de	la	variance
---	----	-----	---------	----	----	----------

S1-PE1								
Factor	SS	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)	
f_1	43.69	2	21.85	7.75	3.190727	Y	1.51	
\emptyset_1	2482.64	1	2482.64	880.60	4.042651	Υ	85.75	
V_1	7.29	3	2.43	0.86	2.798060	Ν	0.25	
M_1	15.87	1	15.87	5.63	4.042651	Y	0.55	
f_1 / ϕ_1	115.06	2	57.53	20.41	3.190727	Y	3.97	
f_1 / V_1	50.92	6	8.49	3.01	2.294601	Y	1.76	
f_1 / M_1	0.91	2	0.46	0.16	3.190727	Ν	0.03	
ϕ_1 / V_1	17.60	3	5.87	2.08	2.798060	Ν	0.61	
ϕ_1 / M_1	91.59	1	91.59	32.49	4.042651	Y	3.16	
V_1 / M_1	4.77	3	1.59	0.56	2.798060	Ν	0.16	
Error	64.84	23	2.82					

Annexe	5
--------	---

			S2-]	PE1			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_2	273.71	3	91.24	97.90	3.41	Y	14.09
G_2	1367.79	1	1367.79	1467.63	4.67	Y	70.42
V_2	5.94	1	5.94	6.37	4.67	Y	0.31
M_2	0.16	1	0.16	0.17	4.67	Ν	0.01
f_2 / G_2	260.58	3	86.86	93.20	3.41	Y	13.41
$\mathrm{f}_2 \;/\; \mathrm{V}_2$	16.09	3	5.36	5.76	3.41	Y	0.83
f_2 / M_2	4.50	3	1.50	1.61	3.41	Ν	0.23
G_2 / V_2	1.20	1	1.20	1.28	4.67	Ν	0.06
G_2 / M_2	0.00	1	0.00	0.00	4.67	Ν	0.00
V_2 / M_2	0.37	1	0.37	0.39	4.67	Ν	0.02
Error	12.12	13	0.93				
Total	1942.45	31					
			S3-]	PE1			
Factor	SS	DoF	S3-] V	PE1 Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
$\frac{Factor}{f_3}$	SS 740.89	DoF 3	S3-1 V 246.96	PE1 Fratio 54.65	Ffisher 3.41	Signif Y	P (%) 55.66
$\begin{array}{c} Factor \\ f_3 \\ G_3 \end{array}$	SS 740.89 125.58	DoF 3 1	S3-] V 246.96 125.58	PE1 Fratio 54.65 27.79	Ffisher 3.41 4.67	Signif Y Y	P (%) 55.66 9.43
$\begin{array}{c} Factor\\ f_3\\ G_3\\ V_3 \end{array}$	SS 740.89 125.58 10.29	DoF 3 1 1	S3-J V 246.96 125.58 10.29	PE1 Fratio 54.65 27.79 2.28	Ffisher 3.41 4.67 4.67	Signif Y Y N	P (%) 55.66 9.43 0.77
$\begin{tabular}{c} Factor \\ f_3 \\ G_3 \\ V_3 \\ M_3 \end{tabular}$	SS 740.89 125.58 10.29 3.64	DoF 3 1 1 1	S3-] V 246.96 125.58 10.29 3.64	PE1 Fratio 54.65 27.79 2.28 0.81	Ffisher 3.41 4.67 4.67 4.67	Signif Y Y N N	P (%) 55.66 9.43 0.77 0.27
$\begin{tabular}{c} \hline Factor \\ f_3 \\ G_3 \\ V_3 \\ M_3 \\ f_3 \ / \ G_3 \end{tabular}$	SS 740.89 125.58 10.29 3.64 274.17	DoF 3 1 1 1 3	S3-] V 246.96 125.58 10.29 3.64 91.39	PE1 Fratio 54.65 27.79 2.28 0.81 20.22	Ffisher 3.41 4.67 4.67 4.67 3.41	Signif Y Y N N Y	P (%) 55.66 9.43 0.77 0.27 20.60
$\begin{array}{c} \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ \ $	SS 740.89 125.58 10.29 3.64 274.17 76.80	DoF 3 1 1 1 3 3	S3-1 V 246.96 125.58 10.29 3.64 91.39 25.60	PE1 Fratio 54.65 27.79 2.28 0.81 20.22 5.67	Ffisher 3.41 4.67 4.67 4.67 3.41 3.41	Signif Y Y N N Y Y	P (%) 55.66 9.43 0.77 0.27 20.60 5.77
$\begin{tabular}{ c c c c c }\hline Factor & f_3 & \\ & G_3 & \\ & V_3 & \\ & M_3 & \\ & f_3 & / & G_3 & \\ & f_3 & / & V_3 & \\ & f_3 & / & M_3 & \\ \hline \end{tabular}$	SS 740.89 125.58 10.29 3.64 274.17 76.80 11.22	DoF 3 1 1 1 3 3 3 3	S3- V 246.96 125.58 10.29 3.64 91.39 25.60 3.74	PE1 Fratio 54.65 27.79 2.28 0.81 20.22 5.67 0.83	Ffisher 3.41 4.67 4.67 4.67 3.41 3.41 3.41	Signif Y Y N N Y Y N	P (%) 55.66 9.43 0.77 0.27 20.60 5.77 0.84
$\begin{tabular}{ c c c c c }\hline Factor & f_3 & \\ & G_3 & \\ & V_3 & \\ & M_3 & \\ & f_3 & / & G_3 & \\ & f_3 & / & V_3 & \\ & f_3 & / & V_3 & \\ & G_3 & / & V_3 & \\ \hline \end{tabular}$	SS 740.89 125.58 10.29 3.64 274.17 76.80 11.22 18.66	DoF 3 1 1 3 3 3 1	S3- V 246.96 125.58 10.29 3.64 91.39 25.60 3.74 18.66	PE1 Fratio 54.65 27.79 2.28 0.81 20.22 5.67 0.83 4.13	Ffisher 3.41 4.67 4.67 4.67 3.41 3.41 3.41 4.67	Signif Y Y N N Y Y N N	P (%) 55.66 9.43 0.77 0.27 20.60 5.77 0.84 1.40
$\begin{tabular}{ c c c c c }\hline Factor & f_3 & & & \\ & G_3 & & & \\ & M_3 & & & \\ & f_3 & / & G_3 & & \\ & f_3 & / & M_3 & & \\ & G_3 & / & M_3 & & \\ & G_3 & / & M_3 & & \\ \hline \end{tabular}$	SS 740.89 125.58 10.29 3.64 274.17 76.80 11.22 18.66 8.21	DoF 3 1 1 3 3 3 1 1 1	$\begin{array}{r} \text{S3-}\\ \text{V}\\ 246.96\\ 125.58\\ 10.29\\ 3.64\\ 91.39\\ 25.60\\ 3.74\\ 18.66\\ 8.21 \end{array}$	PE1 Fratio 54.65 27.79 2.28 0.81 20.22 5.67 0.83 4.13 1.82	Ffisher 3.41 4.67 4.67 4.67 3.41 3.41 3.41 4.67 4.67	Signif Y Y N N Y Y N N N	P (%) 55.66 9.43 0.77 0.27 20.60 5.77 0.84 1.40 0.62
$\begin{tabular}{ c c c c c }\hline Factor & f_3 & G_3 & & \\ & G_3 & V_3 & & \\ & M_3 & f_3 & / & G_3 & \\ & f_3 & / & M_3 & & \\ & G_3 & / & M_3 & & \\ & G_3 & / & M_3 & & \\ & V_3 & / & M_3 & & \\ \hline \end{tabular}$	SS 740.89 125.58 10.29 3.64 274.17 76.80 11.22 18.66 8.21 2.86	DoF 3 1 1 3 3 3 1 1 1 1	$\begin{array}{r} \text{S3-}\\ \hline V\\ 246.96\\ 125.58\\ 10.29\\ 3.64\\ 91.39\\ 25.60\\ 3.74\\ 18.66\\ 8.21\\ 2.86\end{array}$	PE1 Fratio 54.65 27.79 2.28 0.81 20.22 5.67 0.83 4.13 1.82 0.63	Ffisher 3.41 4.67 4.67 3.41 3.41 3.41 4.67 4.67 4.67	Signif Y Y N Y Y N N N N	P (%) 55.66 9.43 0.77 0.27 20.60 5.77 0.84 1.40 0.62 0.21
$\begin{tabular}{ c c c c }\hline Factor & f_3 & & & \\ & G_3 & & V_3 & & \\ & M_3 & f_3 & / & G_3 & \\ & f_3 & / & M_3 & & \\ & f_3 & / & M_3 & & \\ & G_3 & / & M_3 & & \\ & V_3 & / & M_3 & & \\ \hline & Error & & \\ \hline \end{tabular}$	SS 740.89 125.58 10.29 3.64 274.17 76.80 11.22 18.66 8.21 2.86 58.75	DoF 3 1 1 3 3 3 1 1 1 1 1 3	S3- V 246.96 125.58 10.29 3.64 91.39 25.60 3.74 18.66 8.21 2.86 4.52	PE1 Fratio 54.65 27.79 2.28 0.81 20.22 5.67 0.83 4.13 1.82 0.63	Ffisher 3.41 4.67 4.67 3.41 3.41 3.41 4.67 4.67 4.67	Signif Y Y N N Y N N N N	P (%) 55.66 9.43 0.77 0.27 20.60 5.77 0.84 1.40 0.62 0.21

Tableau 52. ANOVA associées à la réponse 'Wa'











Figure 168. Effets du Wa pour le plan S3





Figure 169. Intéractions du Wa pour le plan S1



Figure 170. Intéractions du Wa pour le plan S2



Figure 171. Intéractions du Wa pour le plan S3

Annexe 6 : Analyses de la Variance (ANOVA) Réponses liées à l'analyse des mécanismes de coupe

Cette annexe présente les analyses des plans d'expériences ciblés sur l'étude des mécanismes de coupe (PE2). Les influences du diamètre de l'outil, de sa granulométrie, de l'avance par tour et de la vitesse de coupe sont considérées. Leurs niveaux respectifs sont rappelés dans le Tableau 17. Les réponses étudiées concernent l'énergie spécifique de coupe, la puissance et la résultante des efforts. Les analyses de la variance, et les graphes des effets et des intéractions associés, sont ainsi présentés. Pour rappel, le niveau de confiance α associé aux réponses a été fixé à 95% (ANOVA).

A6.1 Analyse de l'énergie spécifique de coupe

			S1-]	PE2			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_1	2.40	2	1.20	9.15	5.14	Y	6.31
\emptyset_1	12.69	1	12.69	96.75	5.99	Y	33.37
V_1	16.41	3	5.47	41.69	4.76	Y	43.13
f_1 / ϕ_1	2.54	2	1.27	9.66	5.14	Y	6.67
f_1 / V_1	3.03	6	0.51	3.86	4.28	Ν	7.98
ϕ_1 / V_1	0.18	3	0.06	0.46	4.76	Ν	0.47
Error	0.79	6	0.13				
Total	38.04	23					
			S2-]	PE2			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_2	14.95	3	4.98	114.37	9.28	Y	34.16
G_2	0.31	1	0.31	7.21	10.13	Ν	0.72
V_2	21.48	1	21.48	493.09	10.13	Y	49.09
f_2 / G_2	6.59	3	2.20	50.38	9.28	Y	15.05
${ m f}_2~/~{ m V}_2$	0.26	3	0.09	1.99	9.28	Ν	0.59
G_2 / V_2	0.04	1	0.04	0.99	10.13	Ν	0.10
Error	0.13	3	0.04				
Total	43.76	15					
			S3-]	PE2			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_3	12.20	3	4.07	9.82	9.28	Y	29.82
G_3	0.39	1	0.39	0.93	10.13	Ν	0.95
V_3	13.32	1	13.32	32.14	10.13	Υ	32.55
f_3 / G_3	12.30	3	4.10	9.89	9.28	Υ	30.06
f_3 / V_3	0.59	3	0.20	0.47	9.28	Ν	1.43
G_3 / V_3	0.88	1	0.88	2.12	10.13	Ν	2.15
Error	1.24	3	0.41				
Total	40.91	15					

A6.1.1 Analyse de la variance

Tableau 53. ANOVA associées à la réponse 'Energie spécifique de coupe'





f3 (0.5)

f1 (0.23) f2 (0.36)

11

D1 (12)

12

10

12

10

f1 (0.23) f2 (0.36)

f3 (0.5)





Figure 177. Intéractions de l'Esp pour le plan S3

A6.2 Analyse de la puissance

A6.2.1	Analyse	de	la	variance
110.1.1	11101900	au	100	10011000

			S1-]	PE2			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_1	186.76	2	93.38	617.39	5.14	Υ	45.28
\emptyset_1	7.61	1	7.61	50.30	5.99	Υ	1.84
V_1	194.20	3	64.73	427.97	4.76	Υ	47.08
f_1 / ϕ_1	3.42	2	1.71	11.29	5.14	Υ	0.83
f_1 / V_1	18.64	6	3.11	20.54	4.28	Υ	4.52
ϕ_1 / V_1	0.97	3	0.32	2.15	4.76	Ν	0.24
Error	0.91	6	0.15				
Total	412.50	23					
			S2-1	PE2			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_2	135.94	3	45.314	3526.84	9.28	Y	84.32
G_2	0.12	1	0.124	9.65	10.13	Ν	0.08
V_2	19.01	1	19.011	1479.63	10.13	Υ	11.79
f_2 / G_2	0.49	3	0.165	12.85	9.28	Υ	0.31
$\mathrm{f}_2 \;/\; \mathrm{V}_2$	5.59	3	1.864	145.05	159.28	Υ	3.47
G_2 / V_2	0.013	1	0.013	1.00	10.13	Ν	0.01
Error	0.04	3	0.013				
Total	161.21	15					
			S3-]	PE2			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_3	553.40	3	184.47	54.93	9.28	Y	74.01
G_3	6.00	1	6.01	1.79	10.13	Ν	0.80
V_3	118.80	1	118.80	35.37	10.13	Υ	15.89
f_3 / G_3	27.38	3	9.13	2.72	9.28	Ν	3.66
f_3 / V_3	28.60	3	9.53	2.84	9.28	Ν	3.82
G_3 / V_3	3.47	1	3.47	1.03	10.13	Ν	0.46
Error	10.07	3	3.36				
Total	747.72	15					

Tableau 54. ANOVA associées à la réponse 'Puissance'







Figure 181. Intéractions de la Puissance pour le plan S1





Figure 183. Intéractions de la Puissance pour le plan S3

A6.3 Analyse des efforts résultants

A6.3.1	Analyse	de	\mathbf{la}	variance
--------	---------	----	---------------	----------

S1-PE2							
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_1	9097172.6	2	4548586.3	3417.89	5.14	Υ	91.79
\emptyset_1	513093.33	1	513093.33	385.55	5.99	Υ	5.18
V_1	28507.24	3	9502.41	7.14	4.76	Υ	0.29
f_1 / ϕ_1	250725.20	2	125362.60	94.20	5.14	Υ	2.53
f_1 / V_1	7249.52	6	1208.25	0.91	4.28	Ν	0.07
ϕ_1 / V_1	6608.14	3	2202.71	1.66	4.76	Ν	0.07
Error	7984.91	6	1330.82				
Total	9911340.9	23					
			S2-F	PE2			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_2	2317371.1	3	772457.06	918.02	9.28	Y	97.74
G_2	23402.42	1	23402.42	27.81	10.13	Y	0.99
V_2	613.68	1	613.68	0.73	10.13	Ν	0.03
f_2 / G_2	26070.49	3	8690.16	10.33	9.28	Y	1.10
f_2 / V_2	957.16	3	319.05	0.38	9.28	Ν	0.04
$ m G_2 \ / \ V_2$	59.22	1	59.22	0.07	10.13	Ν	0.00
Error	2524.30	3	841.43				
Total	2370998.4	15					
			S3-F	PE2			
Factor	\mathbf{SS}	DoF	V	Fratio	Ffisher	Signif	P (%)
f_3	6978414.4	3	2326138.1	874.19	9.28	Y	95.84
G_3	125047.30	1	125047.30	46.99	10.13	Y	1.72
V_3	3678.38	1	3678.38	1.38	10.13	Ν	0.05
f_3 / G_3	155116.24	3	51705.41	19.43	9.28	Υ	2.13
f_3 / V_3	8754.78	3	2918.26	1.10	9.28	Ν	0.12
G_3 / V_3	1960.84	1	1960.84	0.74	10.13	Ν	0.03
Error	7982.69	3	2660.90				
Total	7280954.7	15					

Tableau 55. ANOVA associées à la réponse 'Effort résultant'



A6.3.2 Graphes des effets





Figure 185. Effets de l'Effort résultant pour le plan S2



Figure 186. Effets de l'Effort résultant pour le plan S3



Figure 187. Intéractions de l'Effort résultant pour le plan S1



Figure 188. Intéractions de l'Effort résultant pour le plan S2



Figure 189. Intéractions de l'Effort résultant pour le plan S3

Modélisation et optimisation des opérations de parachèvement

de pièces en matériaux composites

La diversité des matériaux composites rend difficile la problématique de sélection qui permet d'associer à chaque pièce, le ou les procédés les plus adaptés à son parachèvement. C'est pourquoi une méthodologie globale, basée sur une analyse locale des entités géométriques de la pièce a été définie.

Afin d'alimenter la base de données nécessaire à son fonctionnement, un protocole doit être établi pour chaque procédé afin de déterminer les conditions opératoires optimales. Pour cela, la productivité doit être maximisée tout en respectant l'intégrité de la matière et l'état de surface requis. C'est pourquoi une approche complémentaire à la méthodologie globale, basée sur l'étude de l'influence des paramètres opératoires sur les phénomènes de coupe limitants et sur la qualité de la pièce a été développée, puis appliquée au détourage à l'aide de fraises à concrétions diamantées. De nombreuses expérimentations en conditions industrielles ont été analysées au travers des efforts de coupe, de mesures thermiques, de la qualité des surfaces usinées et de la géométrie réelle des outils.

Afin de pouvoir dimensionner les équipements associés à ce procédé (outillage, robot...), un modèle de prédiction des efforts, basé sur l'hypothèse d'un engagement continu de l'outil, a été construit. L'influence de l'orientation des fibres dans les CFRP stratifiés, de l'engagement de l'outil et de la vitesse d'avance a été intégrée. Ce modèle a été perfectionné et validé sur des critères de précision et de robustesse, en confrontant les simulations à nombre d'expérimentations.

Mots clés : Usinage, matériau composite, modèle effort, état de surface, intégrité matière, fraise à concrétions diamantées

Modelling and optimization of CFRP trimming operations

Due to the multiplicity of composite materials and trimming process technologies, selecting the best process for a given workpiece is difficult. That is why a global methodology, based on a local analysis of part geometric features, has been developed.

In order to fill the process database, which is necessary to its functioning, a protocol must be constructed for each process in order to determine the optimal cutting conditions. For this purpose, productivity must be maximised, while material integrity and surface roughness are respected. That is why a second approach, based on the study of the influence of process parameters on limiting cutting phenomena and surface quality, is proposed and then applied to the trimming with diamond abrasive cutters. Numerous experimentations under industrial conditions have been analysed though cutting forces, thermal measures, trimmed surfaces quality and real tools geometries (development of specific criteria).

In order to size equipments associated to the process (fixture, robot...), a cutting forces model, based on the hypothesis of a continuous tool engagement, has been constructed. Influence of fibers orientation in CFRP laminate, depth and width of cut and feedrate has been integrated. This model has been improved and validated on accuracy and robustness criteria, through the confrontation between simulations and experimentations.

Keywords: Machining, composite material, CFRP trimming, force model, roughness, material integrity, diamond abrasive cutter