HAL
open science

Approches experimentale et numerique de l'usinage a sec des composites carbone/epoxy

Daniel Iliescu

To cite this version:

Daniel Iliescu. Approches experimentale et numerique de l'usinage a sec des composites carbone/epoxy. Sciences de l'ingénieur [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2008. Français. NNT : 2008ENAM0045 . pastel-00005136

HAL Id: pastel-00005136

https://pastel.hal.science/pastel-00005136v1

Submitted on 23 Jun 2009

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

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

N°: 2008 ENAM 0045

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

T H È S E

pour obtenir le grade de

Docteur

de

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité "Mécanique"

présentée et soutenue publiquement
par

Daniel ILIESCU

le 11 décembre 2008

APPROCHES EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE DE L'USINAGE A SEC DES COMPOSITES CARBONE/EPOXY

Directeur de thèse : ***Franck GIROT***

Co-encadrement de la thèse : ***Daniel GEHIN***

Jury :

M. M. EL MANSORI, Professeur, LMPF, ENSAM Chalons	Président
M. A. TORRES MARQUES, Professeur, Université de Porto	Rapporteur
M. L.N. LOPEZ DE LACALLE, Professeur, University of the Basque Country	Rapporteur
M. R. PIQUET, Maître de Conférences, Université Paul Sabatier de Toulouse	Examinateur
M. J.R. OUDIN, Responsable Veille Technologique, Dassault Aviation	Examinateur
M. I. IORDANOFF, Professeur, ENSAM Bordeaux	Examinateur
M. D. GEHIN, Maître de Conférences, ENSAM Bordeaux	Examinateur
M. F. GIROT, Professeur, ENSAM Bordeaux	Examinateur

Laboratoire Matériaux Endommagement Fiabilité et Ingénierie des Procédés
ENSAM, CER de Bordeaux

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

C'est la conscience que ce qui nous fait le plus défaut est,
non la connaissance de ce que nous ignorons,
mais l'aptitude à penser ce que nous savons.

Edgar Morin

La connaissance s'acquiert par l'expérience,
tout le reste n'est que de l'information.

Albert Einstein

C'est le devoir de chaque homme de rendre
au monde au moins autant qu'il en a reçu.

Albert Einstein

Savoir que l'on sait ce que l'on sait
et savoir que l'on ne sait pas ce que l'on ne sait pas :
voila la véritable science.

Confucius

C'est par l'expérience que la science et l'art
font leur progrès chez les hommes.

Aristote

A ma famille.

Remerciements

Ce travail a été réalisé au Laboratoire Matériaux Endommagement Fiabilité et Ingénierie des Procédés (LAMEFIP) de l'Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers (ENSAM), Arts et Métiers ParisTech, CER de Bordeaux sous la direction de Monsieur F. Girot, Professeur des Universités à l'ENSAM et de Monsieur D. Gehin, Maître de Conférences à l'ENSAM. Je les remercie pour m'avoir guidé efficacement pendant ces années et de m'avoir permis de mener à terme cette thèse. Je remercie Messieurs les Professeurs J.-L. Lataillade et I. Iordanoff, directeurs successifs du laboratoire, qui m'ont permis d'effectuer ce travail dans de bonnes conditions.

L'encadrement d'une thèse conditionne bien sûr la qualité des travaux de recherche effectués mais également l'élévation scientifique et humaine du doctorant. Pour toutes ces raisons, j'exprime toute ma gratitude à mon Directeur de thèse, le Professeur Franck Girot et mon co-directeur de thèse, Monsieur Daniel Gehin, pour leur implication dans cette tâche.

Je tiens à remercier les membres du jury pour l'intérêt qu'ils ont manifesté pour ce travail. Je remercie également, Monsieur le Professeur I. Iordanoff d'avoir accepté de participer à mon jury de thèse ainsi que Monsieur M. El Mansori, Professeur à l'ENSAM de Chalons qui m'a fait le plaisir et l'honneur de présider le jury de thèse. Messieurs les Professeurs A. T. Marques et L. N. Lopez de Lacalle qui m'ont fait l'honneur d'être rapporteurs de ma thèse, ont consacré de leur précieux temps à l'évaluation de mon travail. Je les remercie vivement pour l'intérêt qu'ils ont porté à mon travail. Je remercie également Monsieur J. R. Oudin, responsable Veille Technologique chez Dassault Aviation, qui m'a fait l'honneur d'avoir examiné mon travail et participé au jury ainsi que Monsieur R. Piquet pour ces remarques pertinentes.

Je tiens également à remercier J.-L. Battaglia (TREFLE-ENSAM), Maître de Conférences à Bordeaux I, D. Coupard, Maître de Conférences à l'ENSAM, A. Kusiak, Maître de Conférences du TREFLE-ENSAM, S. Gomez, ingénieur d'étude à Bordeaux 1, L. Tournié, bibliothécaire du LAMEFIP, R. Gadou et J. Bega (Laboratoire Matériaux) et P. Théas (SOFIMAG) pour leur précieux concours dans leur domaine respectif et sans lesquels je n'aurai pu mener à bien cette étude.

Je remercie aussi mes collègues enseignants et doctorants, qui ont séjourné ou séjournent encore au LAMEFIP ainsi que tous les membres du laboratoire sans oublier les collègues de l'usinage J. Géraud et F. Lalardie. J'adresse également mes vifs remerciements à Annie, Marinette et aux Francis pour l'ensemble des services rendus.

Merci Madalina, Mahua et Raducu pour m'avoir épaulé et motivé pendant ma thèse. Je vous exprime ma profonde sympathie et je vous souhaite beaucoup de bonheur dans votre vie.

Je souhaite attribuer une mention très spéciale à mon collègue de bureau et ami Daniel Gehin. Pendant ces années de thèse, nous avons partagé de nombreux moments bons et moins bons.

Enfin, je remercie chaleureusement toute ma famille et particulièrement mes parents pour leur soutien et leurs encouragements.

TABLE DES MATIERES

INTRODUCTION GENERALE **1**

I ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE 5

1.1 Introduction……...…..…….. 5
1.2 Description des matériaux composites …….…....……. 6
1.2.1 Les constituants……..... 6
1.2.1.1 Les renforts…….. 7
1.2.1.2 Les résines……... 8
1.2.1.3 L'interface fibre-matrice…….. 8
1.3 Matériaux des outils de coupe……... 9
1.4 Géométries des outils…… 11
1.5 Usure des outils de coupe……. 13
1.6 Paramètres de coupe……. 14
1.7 Endommagement du composite…… 16
1.7.1 Formation du copeau…… 16
1.7.2 Endommagements produits par la coupe des composites…… 19
1.8 États de surface …… 22
1.9 Analyse thermique pendant l'usinage …….. 23
1.9.1 Caractérisation du flux thermique ……..... 26
1.9.1.1. Bilan thermique de la zone de coupe …… 26
1.9.1.1.1 Les méthodes de mesure existantes ……... 28
1.10 Modélisation de la coupe des composites …….. 29
1.10.1 Analyse mathématique de l'effort de pénétration pour différents forets 32
1.10.1.1 Modèle de charge distribuée - Modèle de Piquet …….. 32
1.10.1.2 Modèles de Hocheng et Tsao …… 34
1.11 Conclusion ……. 38

II PROCEDURES EXPERIMENTALES 41

2.1 Machines-outils utilisés …… 42
2.1.1 Raboteuse …… 42
2.1.2 Banc de perçage …….. 42
2.1.3 Machine 5 axes …… 43
2.2 Instrumentation des machines outils ……..... 44
2.2.1 Instrumentation de la Raboteuse ……. 44
2.2.1.1 Mesure des efforts de coupe …… 45
2.2.1.2 Mesure de la température …… 46
2.2.1.2.1 Mise en place de la thermistance ……. 46
2.2.1.2.2 Principe du modèle inverse …….. 47
2.2.1.2.3 Identification du modèle …….. 48
2.2.1.3 Mesure de rugosité ……. 49
2.2.1.3.1 Rugosimetre …… 49
2.2.1.3.2 Profilometrie optique …….. 50
2.2.1.4 Observation par Camera rapide ……. 51

2.2.2 Instrumentation du Banc de perçage ……..... 52
2.2.2.1 Mesure des efforts de coupe et du couple de perçage ……. 52
2.2.3 Instrumentation de la machine 5 axes ……. 55
2.2.3.1 Mesure des efforts de coupe …… 55
2.3 Pièces et outils utilisés……..... 57
2.3.1 Techniques utilisées pour l'examen des surfaces …… 57
2.3.1.1 Topographie des surfaces ……..... 57
2.3.1.1.1 Microscopie électronique à balayage – MEB …….. 57
2.3.1.2 Caractérisation chimique ……. 57
2.3.1.2.1 Analyse en spectroscopie dispersive des rayons X-EDS.. 57
2.3.1.2.2 Spectroscopie des électrons Auger-AES …….. 58
2.3.2 Analyses des Outils utilisés ……. 58
2.3.2.1 Plaquettes …… 58
2.3.2.2 Forets ……... 61
2.3.3 Analyses des Pièces utilisés …… 65
2.3.3.1 Composite unidirectionnel …….. 65
2.3.3.1.1 Détection non destructive des dommages de la pièce ….. 67
2.3.3.2 Composite multidirectionnel ……... 69

III RESULTATS EXPERIMENTAUX 71

3.1 Coupe orthogonale ……... 72
3.1.1 Résultats d'essais …… 73
3.1.1.1 Influence des paramètres de coupe et de la géométrie des outils sur les efforts de coupe …… 74
3.1.1.2 Influence de l'usure des outils sur les efforts de coupe …….. 76
3.1.1.3 Influence de la nature des carbures sur les efforts de coupe ……... 77
3.1.1.4 Mesure du flux en rabotage ……. 78
3.1.1.5 Influence de la nature du revêtement sur les efforts de coupe …… 79
3.1.1.6 Endommagement du composite …….. 85
3.1.1.6.1 Formation du copeau …… 85
3.1.1.6.2 Endommagement produit par la coupe …… 87
3.1.1.6.3 Etat de surface …….. 91
3.1.1.7 Endommagement des outils …… 95
3.1.1.7.1 Usure par abrasion ……... 95
3.1.2 Conclusion …….. 99
3.2 Perçage sur banc …….. 101
3.2.1 Résultats d'essais …… 102
3.2.1.1 Influence des paramètres de coupe et de la géométrie des outils … 103
3.2.1.1.1 Modèle de prévision de la géométrie de l'outil idéal …... 108
3.2.1.1.2 Comparaison prototypes en carbure au niveau de l'effort axial ……. 111
3.2.1.2 Influence de la nature du revêtement …….. 112
3.2.1.3 Endommagement du matériau ……..... 115
3.2.1.3.1 Défaut produit sur la face d'entrée de la plaque …….. 115
3.2.1.3.2 Défaut produit sur la face de sortie de la plaque …….. 115
3.2.1.3.3 Dégradation thermique de la matrice ……... 117
3.2.1.4 Endommagement des outils …… 117
3.2.2 Conclusion …….. 122

3.3 Perçage sur machine 5 axes ……. 123
3.3.1 Essais d'endurance …….. 123
3.3.1.1 Influence de la géométrie des outils sur l'usure …….. 123
3.3.1.1.1 Comparaison prototypes en carbure au niveau de l'usure 124
3.3.1.2 Influence de la nature du revêtement sur l'usure …… 125
3.3.1.3 Endommagement du matériau …… 126
3.3.1.4 Endommagement des outils …… 128
3.3.2 Conclusion …….. 131

IV MODELISATION DE L'USURE 133

4.1 Introduction …….. 133
4.2 Les lois existantes …… 134
4.3 Modèle proposé …… 137
4.3.1 Coefficient de frottement …… 137
4.3.2 Critère d'usure V_b …… 139
4.3.3 Détermination des variables …… 139
4.3.4 Interprétation des résultats …….. 144
4.4 Conclusion ……... 148

V SIMULATION NUMERIQUE 149

Introduction …… 149
5.1 Choix de l'outil numérique …….. 150
5.2 Principe du modèle par éléments discrets …… 150
5.2.1 Algorithme de calcul ……... 151
5.2.1.1 Recherche de contacts ……. 152
5.2.1.2 Forces de contact ……. 154
5.2.1.3 Calcul des positions, vitesses et accélérations …… 155
5.2.1.4 Adimensionnement ……. 156
5.2.1.5 Calcul du pas de temps …… 157
5.3 Comportement du composite pendant l'usinage …….. 157
5.4 Application aux quatre orientations de base du composite …….. 162
5.4.1 Interactions entre particules …… 162
5.4.1.1 Types de liaisons ……. 162
5.4.2 Génération des échantillons numériques ……. 165
5.4.2.1 Génération de l'Outil …….. 165
5.4.2.2 Génération de la Pièce …… 166
5.4.2.3 Paramètres de modélisation …… 169
5.4.3 Composite unidirectionnel orienté à 90° …… 170
5.4.4 Composite unidirectionnel orienté à 0° …….. 171
5.4.5 Composite unidirectionnel orienté à 45° ……. 172
5.4.6 Composite unidirectionnel orienté à -45° ……... 173
5.4.7 Comparaison simulations/expériences …… 174
Conclusion ……. 175

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES……...……... **177**

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES…….……... **181**

ANNEXES……..…….…..…….……..... **189**
1. Caractérisation des outils pour la détermination du flux...……..…... I
2. Images obtenues par camera vidéo rapide…….. V
3. Courbes isoréponses……...……. IX
4. Résultats obtenus……..…….…….. XV

Introduction générale

L'utilisation des composites à matrice polymère et renfort fibreux dans les applications industrielles est longuement restée cantonnée à des pièces semi-structurales ou d'habillage. Néanmoins, les progrès de la technologie des composites sont tels qu'on assiste de plus en plus à leur emploi comme matériaux de structure. Leur certification pour une application industrielle est en grande partie déterminée par leur capacité à supporter les diverses sollicitations en service. La réalisation des structures fait souvent appel à des opérations d'enlèvement de matière à l'outil coupant. Selon la nature de cette opération, des endommagements (délaminages, dégradations thermiques, arrachement de fibres) peuvent être occasionnés. Les composites ne sont généralement pas conducteurs de l'électricité, l'électroérosion est donc impossible, ce qui limite les procédés utilisables à, essentiellement, l'usinage conventionnel, parfois qualifié d'usinage par enlèvement de copeaux, l'usinage par laser, par jet d'eau et par ultrasons. Les ultrasons ne sont que rarement utilisés, car ils sont plutôt adaptés aux matières dures. Les matériaux composites sont constitués d'une matrice contenant un réseau de fibres en nappe, éventuellement tissées (hétérogénéité). Il faut donc usiner simultanément deux matières de natures différentes (résine et fibres). Avec ce type de matériau, l'usinage par enlèvement de copeaux se traduit en fait par une création de poudre et non pas par la formation d'un copeau. Ces poudres sont souvent propulsées dans l'air autour de l'outil de coupe avant de retomber. Il faut alors penser que ces poudres peuvent être abrasives ou conductrices d'électricité et susceptibles de générer un court-circuit (fibres de carbone). Dans le cas de composites à fibres orientées, on peut aussi avoir une structure anisotrope (comportement différent selon la direction envisagée), ce qui s'ajoute aux difficultés d'usinage. La rigidité, par exemple, sera plus grande dans le sens longitudinal des fibres que dans le sens perpendiculaire, ce qui peut, lors de l'usinage, générer des déformations non souhaitées. La chaleur créée par l'opération d'usinage restant concentrée sur la zone usinée peut entraîner une déformation thermique importante et un risque de dégradation thermique. La présence des fibres engendre une usure très rapide des outils traditionnels (acier rapide), les outils en carbure, voir revêtus, sont impératifs.

L'interface outil-pièce est un lieu d'interactions complexes entre phénomènes mécaniques, thermiques et physico-chimiques. La surface de l'outil en contact avec la pièce subit diverses formes d'usure, la plus significative est l'usure par abrasion. La qualité de la surface usinée, ainsi que la durée de vie des outils dépendent largement des conditions dans lesquelles s'effectue la coupe. Dans le souci de protection de l'environnement la tendance actuelle est de limiter, et même de supprimer, l'emploi des lubrifiants. Dans le cas de l'usinage des composites, la suppression des fluides de coupe est liée au coût du lubrifiant, de son traitement et de l'entretien de la machine-outil, car le système de lubrification va être encrassé par la poussière abrasive de fibres de carbone. L'usinage à sec des composites doit alors passer par le développement de géométries d'outils optimisées, la recherche de conditions de coupe optimales et/ou la réalisation des nouveaux revêtements d'outils. Dans l'industrie, les méthodes d'optimisation sont encore largement basées sur les connaissances acquises au cours des années et sur des essais longs et coûteux. Mais avant de mettre en place des solutions ou de développer des modèles, il est nécessaire de caractériser de manière précise les différents modes d'endommagement et de maîtriser tous les facteurs qui conduisent à l'usure des outils.

C’est dans cette optique que s’inscrit ce travail de recherche. Il s’applique en particulier à l’usinage à sec des composites aéronautiques multidirectionnels carbone/époxy.

L’étude se propose de fournir les éléments nécessaires à la compréhension des mécanismes d’endommagement. Les mécanismes de dégradation de surface étant très sensibles aux conditions de sollicitations, une large part de l’étude est consacrée à la caractérisation des paramètres tribologiques. Les analyses seront effectuées à partir de la configuration simple de la coupe orthogonale qui a l’avantage de réduire le nombre de paramètres intervenant dans l’usinage des composites. Par ailleurs, seule la coupe orthogonale a fait l’objet de travaux aboutis dans le domaine de l’expérimentation et de la modélisation.

Le Chapitre I s’articule sur la présentation du sujet suivie d’une analyse bibliographique centrée essentiellement sur les problèmes liés au perçage des composites. Nous présentons les différents mécanismes d’endommagement des outils et des pièces qui ont lieu lors d’une opération de coupe. Une analyse des travaux étudiant la modélisation de la coupe termine le premier chapitre.

Dans le Chapitre II, nous présentons la description des dispositifs expérimentaux mis en place dans le laboratoire, des protocoles expérimentaux relatifs à la fabrication des composites, de la coupe instrumentée ainsi que de la conduite des essais mécaniques. Le choix de chaque essai mécanique est justifié et les techniques d'analyse sont décrites.

Le Chapitre III expose l’ensemble des résultats expérimentaux relatifs à la coupe orthogonale et au perçage des composites. Une analyse de l’ensemble des résultats expérimentaux relevés dans ce travail est effectuée. Nous recherchons les critères pertinents qui mettent en relief les couplages entre dommages inhérents à la coupe et performances des outils de coupe. L'objectif de cette phase de l'étude était d'étudier expérimentalement, les mécanismes de coupe qui se produisent dans l’usinage du composite avec des outils de coupe.

Le Chapitre IV porte sur le développement d’un modèle de calcul pour la prévision de l’effort axial (de pénétration) de délaminage lors du perçage des pièces en composite carbone/époxy. Dans un premier temps, un modèle mathématique de prévision est présenté. Par la suite, la procédure est explicitée et les intérêts et les limites du modèle sont présentés. Notre modèle est fondé sur l’influence de l’avance, de la vitesse de coupe, de l’usure et de la géométrie de l’outil. Ce modèle est validé par l’expérimentation.

Le Chapitre V est consacré à l’approche numérique de cette étude. L’objectif de ce chapitre est de présenter un outil numérique simple qui permet de modéliser le comportement mécanique du composite unidirectionnel pendant la coupe orthogonale. Une méthode ’’originale’’ est proposée, qui vise à reproduire le comportement global du matériau par un ensemble de particules, entités à part entière, dont on gère les interactions. Des simulations numériques basées sur la méthode des éléments discrets sont effectuées et permettent de déterminer le comportement de chaque configuration (orientation). Nous avons choisi la coupe orthogonale, parce que c’est le seul processus de coupe véritablement maîtrisé du point de vue expérimental et du point de vue de la simulation numérique.

En conclusion, nous dresserons un bilan des résultats obtenus et proposerons quelques perspectives d'étude pouvant donner suite aux travaux déjà réalisés.

Le travail de thèse a été réalisé dans le cadre du projet MEDOC (Maîtrise de l'Endommagement des Outils Coupants) qui réunit à la fois des industriels (DASSAULT, AIRBUS), des fabricants d'outils (SOFIMAG) et de revêtements (A2C), plusieurs laboratoires de recherche du campus bordelais (LAMEFIP, ICMCB, TREFLE, LMP, LGM2B) ainsi que le CETIM. Le projet MEDOC a visé à augmenter les performances des outils de coupe pour l'usinage de matériaux aéronautiques en abordant le problème par l'aspect tribologique, de manière à comprendre les mécanismes de l'usure et à mettre en évidence les paramètres significatifs contrôlant l'endommagement. L'objectif final est de développer des solutions technologiques permettant aux PME de répondre aux spécifications des industriels utilisateurs. La collaboration avec les différents partenaires du projet a permis d'une part le traitement de l'aspect thermique de la coupe (Laboratoire TREFLE-ENSAM, Transferts Ecoulements Fluides Energétique) et d'autre part l'observation et l'analyse chimique des surfaces des outils présentées au Chapitre III (ICMCB, Institut de Chimie de la Matière Condensée de Bordeaux ; et CREMEM, Centre de Ressources en Microscopie Electronique et Microanalyse).

Chapitre I
Etude bibliographique

1.1 Introduction

Un matériau composite peut être défini comme une combinaison macroscopique d'au moins deux matériaux différents. Généralement utilisé pour ses propriétés structurales, on peut le définir comme un matériau qui contient des renforts (fibres et/ou particules) liés par une matrice (résines).
Un matériau composite a pour fonction principale de permettre la réalisation de pièces ou de produits directement à la forme désirée, avec des propriétés bien précises (résistance mécanique, densité). Les procédés d'élaboration plus ou moins perfectionnés doivent assurer en presque totalité le produit fini. Cependant, il peut s'avérer nécessaire de compléter les opérations de mise en forme globale par des opérations de finition, il s'agit dans la majorité des cas d'usinages conventionnels par outil de coupe, ou des procédés particuliers : le jet d'eau haute pression, la découpe au laser. On entend par usinages conventionnels les opérations d'usinage par outil coupant couramment appliquées aux matériaux métalliques.
Dans le cadre d'une procédure d'assurance qualité, les opérations d'usinage qui peuvent être nécessaires à la réalisation d'un produit en matériau composite doivent être prises en compte, dès la conception de celui-ci. D'une part pour assurer que la surface ainsi générée pourra s'acquitter de son rôle fonctionnel, d'autre part, et ceci particulièrement pour des structures sévèrement sollicitées, pour tenir compte de l'impact qu'aura l'opération d'usinage sur les propriétés du matériau.
Les matériaux composites ont été développés pour répondre aux besoins des constructeurs des industries aérospatiales qui sont toujours confrontés aux problèmes de poids, de coût et de performances. En effet chaque kilogramme gagné sur la structure se traduit par un kilogramme de marchandise ou des personnes transportables supplémentaires. Gay [GAY_92] présente un exemple qui résume bien cette situation : un avion de 150 tonnes transportant 250 passagers est constitué de 60 tonnes de structure. L'introduction progressive de 1600kg de matériau composite à hautes

performances permet le transport de 16 passagers supplémentaires, munis de leurs bagages. De plus, un gain de masse de 1 kg entraîne une diminution de 120 litres de carburant par année d'exploitation, ainsi qu'une augmentation du rayon d'action de l'appareil.
L'étude s'articule autour de plusieurs critères de référence, qui définissent soit une grandeur physique (dimension, rugosité), soit un état (dégradation thermique, décohésion fibres/matrice) pris par le matériau à la suite de l'opération d'usinage. Les critères usuels : l'état de surface, l'intégrité des surfaces (endommagement ou non, thermique, mécanique) contribuent ensemble à la qualité d'une pièce usinée. Ces critères seront donc sélectionnés pour servir d'indicateur de la qualité des usinages définis selon la nature de l'opération. L'évolution des critères de référence est influencée par les paramètres propres à l'opération d'usinage : les outils, les matériaux et les conditions d'usinage utilisées.

Bien qu'il existe de nombreux types de composites, on peut remarquer que deux familles se sont développées selon des objectifs différents :

- Composites Grande Diffusion (*GD*) : Ces composites possèdent de faibles caractéristiques mécaniques (inférieures à celles de l'acier). Ils sont utilisés pour leur coût global compétitif (matériau + fabrication), et leur faible poids (exemple : pare-chocs d'automobiles).
- Composites Hautes Performances (*HP*) : A l'opposé des précédents, ils possèdent des caractéristiques spécifiques supérieures à celles des aciers, et certains d'entre eux (carbone/carbone, C/SiC) peuvent même supporter des températures très élevées (1000°C). Mais, du fait de la difficulté de fabrication de ces matériaux, leur prix est souvent très élevé. Ces derniers sont utilisés dans des structures très performantes (caisson central de l'A380, caissons de voilure du Rafale, empennage arrière du Falcon, Formule 1, Prototypes de voitures, etc.) ou les contraintes mécaniques et/ou thermiques sont extrêmes, et la recherche d'une solution optimale est cruciale.

1.2. Description des matériaux composites

Dans la suite de la présentation, nous nous intéresserons uniquement aux composites Hautes Performances à matrice thermodurcissable utilisés dans l'industrie aéronautique.

1.2.1 Les constituants

Les performances mécaniques des composites fibreux sont directement liées aux caractéristiques mécaniques de leurs constituants : la matrice, les fibres mais aussi l'interface fibre-matrice. La rigidité d'un composite est assurée principalement par les fibres qui possèdent des caractéristiques mécaniques beaucoup plus élevées que la matrice organique. Quant à la matrice, elle permet de donner la forme géométrique de la structure, d'assurer la cohésion de l'ensemble des fibres et de les protéger contre le milieu ambiant. Mais son rôle principal est de transférer les efforts mécaniques d'une fibre à l'autre. L'interface est la zone de transition entre les fibres et la matrice. Elle possède des caractéristiques chimiques et mécaniques différentes de celles des fibres et de la matrice. Une large gamme de fibre et de matrices est disponible, mais dans ce qui suit, nous présenterons rapidement quelques-uns des matériaux les plus couramment utilisés.

1.2.1.1 Les renforts

Les fibres ou les renforts, doivent assurer la bonne tenue mécanique des matériaux. Le renfort se présente généralement sous la forme de fibres dont l'orientation au sein du composite dépend de la sollicitation mécanique qu'elles doivent supporter. Leurs caractéristiques doivent être les suivantes : caractéristiques mécaniques élevées en termes de rigidité et de résistance, compatibilité physico-chimique élevée avec les matrices.

Fibre de carbone

Les fibres de carbone ont d'excellentes caractéristiques mécaniques et on les rencontre principalement dans les structures composites fortement sollicitées. Leurs températures d'utilisation peuvent être importantes car leurs caractéristiques mécaniques augmentent jusqu'à $1100°C$ dans une atmosphère non oxydante. Leur utilisation est limitée parce que le coût de fabrication reste élevé. En effet, il est nécessaire de faire subir 4 traitements pour obtenir le produit final. Une oxydation à 300°C, suivi d'une carbonisation à $1100°C$, permet d'obtenir une structure hexagonale d'atomes de carbone. Les fibres obtenues possèdent une bonne résistance à la rupture et un module d'Young de l'ordre de $200GPa$. Pour augmenter leur rigidité on effectue une graphitisation à $2600°C$ en atmosphère neutre, ce qui entraîne une réorientation des réseaux hexagonaux suivant l'axe de la fibre, mais pendant ce traitement des défauts apparaissent qui diminuent leur résistance à la rupture. Apres ce dernier traitement on obtient des fibres qui ont une rigidité autour de $600GPa$. Au cours de la dernière étape, la rugosité des fibres est augmentée par un traitement de surface dans le but d'améliorer la liaison fibre-résine.

Autres fibres

Il existe sur le marché beaucoup d'autres fibres telles que : les fibres de verre, d'aramide, etc. Le renfort a pour rôle d'assurer la tenue mécanique du composite et est souvent de nature filamenteux : fibres organiques ou inorganiques. Les fibres sont constituées par plusieurs centaines ou milliers de filaments de diamètres variant de 5 à $15\mu m$. La fibre de verre possède une très bonne résistance à la rupture dépassant même celle de certains métaux. Cependant, le verre est un matériau très fragile du fait de sa forte sensibilité aux microfissures. Cette fragilité diminue lorsque le verre est sous forme de fibre puisque les microfissures sont moins nombreuses, ce qui lui confère de bonnes performances. Il existe différents types de verre : le verre E, C, D, R ou S, qui sont obtenus suivant une composition différente du mélange de préparation, par conséquent, leurs propriétés diffèrent également. La fibre d'aramide est non abrasive et sa structure n'est pas cristalline, contrairement aux fibres de carbone et de verre. Le caractère ductile de la fibre la rend difficile à couper par l'outil. En plus elle a le désavantage de mal adhérer avec la résine. Les fibres servant de renfort sont recouvertes d'un ensimage dont le rôle est le suivant : favoriser l'agglomération des filaments, protéger la fibre contre l'abrasion, améliorer l'accrochage de la matrice, créer des liaisons chimiques avec la matrice, et augmenter la résistance interlaminaire.

1.2.1.2 Les résines

La matrice maintient les fibres dans leur direction principale, distribue les efforts entre les fibres, fournit une résistance à la propagation de fissures, et détermine toutes les propriétés de cisaillement du composite. Elle limite en général la température d'utilisation du composite. La matrice permet de lier les fibres du renfort fibreux entre elles, ainsi que de répartir les efforts (résistance à la compression ou à la flexion). La matrice est facilement déformable et assure la protection chimique des fibres. Les deux types de résines les plus utilisés sont les résines thermodurcissables et thermoplastiques. Les résines thermodurcissables sont des polymères, qui, après un traitement thermique ou physico-chimique (catalyseur, durcisseur), se transforment en des produits essentiellement infusibles et insolubles. Ces résines ont donc la particularité de ne pouvoir être mises en forme qu'une seule fois. Les résines thermoplastiques, en revanche, peuvent être alternativement ramollies par chauffage et durcies par refroidissement dans un intervalle de température spécifique du polymère étudié. De plus ces résines présentent l'aptitude à l'état liquide de se mouler facilement par plasticité.
Il existe d'autres catégories de résines : les résines thermostables et les polymères thermoplastiques, dont l'usage reste spécifique et dont la fabrication dans les matériaux composite reste limitée. Les résines thermostables sont caractérisées par des caractéristiques mécaniques stables sous des pressions et des températures élevées ($> 200°C$) appliquées de façon continue. Cette propriété se mesure en déterminant la température que peut supporter la résine durant $2000h$ sans perdre la moitié de ses caractéristiques mécaniques. Les élastomères sont caractérisés par une forte élasticité avec un module d'Young très faible.
La matrice constituant le matériau composite de cette étude est une matrice thermodurcissable. Les époxydes sont les plus utilisées pour la fabrication de structures aéronautiques. Elles possèdent de bonnes propriétés thermomécaniques et d'adhésion avec la fibre. Leur facilité de traitement et de mise en œuvre permet d'obtenir des coûts de fabrication acceptables.

1.2.1.3 L'interface fibre-matrice

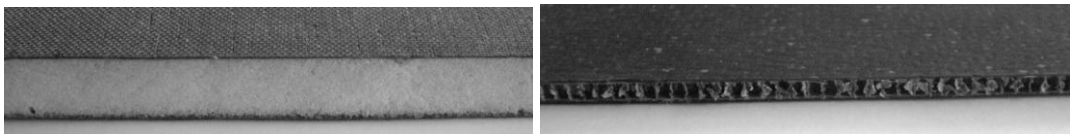
L'interface fibre-matrice peut être considérée comme un constituant du composite car elle possède des propriétés physiques et mécaniques différentes de celles de la fibre et de la matrice. C'est l'interface fibre-matrice qui permet le transfert des charges de la matrice aux fibres.
Les matériaux composites structuraux sont classés en trois catégories : les monocouches, les stratifiés, et les sandwichs.
Les monocouches (unidirectionnelles) représentent l'élément de base de la structure composite. La forme du renfort caractérise les différents types de monocouche. Le renfort peut être à fibres longues (ce sont les plis unidirectionnels), courtes ou à fibres tissées.
Les stratifiés sont constitués d'un empilement de monocouche ayant chacun une orientation propre par rapport à un référentiel commun aux couches et désigné comme le référentiel du stratifié. Le choix de l'empilement et plus particulièrement des orientations permettra d'obtenir des propriétés mécaniques spécifiques. Les stratifiés peuvent être de trois types :

- équilibrés : le stratifié contient autant de couches orientées suivant la direction +θ que de couches orientées suivant la direction –θ.
- symétriques : les couches du stratifié sont disposées symétriquement par rapport à un plan moyen.
- orthogonaux : le stratifié comporte autant de couches à 0° que de couches à 90°.

Les sandwichs sont des matériaux possédant deux peaux de grande rigidité et de faible épaisseur et renfermant un cœur de forte épaisseur et de faible résistance (cf. *figure 1.1*). L'ensemble forme une structure d'une grande légèreté. Le matériau sandwich possède une grande rigidité en flexion et c'est un excellent isolant thermique. Le *tableau 1.1* montre quelques propriétés mécaniques des matériaux d'âme.

Propriétés mécaniques	*Balsa*	*Mousse polyuréthanne*	*Nid d'abeille*
Résistance en traction (MPa)	5 à 15	0,4 à 8,5	0,5 à 1
Module d'élasticité (MPa)	1800 à 3000	15 à 250	200 à 300
Résistance en cisaillement (MPa)	1,5 à 3	0,2 à 3,5	0,3 à 2,5
Module de cisaillement (MPa)	90 à 150	8 à 140	8 à 70
Résistance en compression (MPa)	4 à 15	0,3 à 9	0,5 à 4
Module de compression (MPa)	1500 à 3500	20 à 400	15 à 150
Allongement à la rupture (%)	-	3 à 6	-

Tableau 1. 1 Propriétés mécaniques des matériaux d'âme.



a) b)

Figure 1. 1 Sandwichs : a) carbone/mousse polyuréthanne/carbone, b) carbone/nid d'abeille/carbone.

1.3 Matériaux des outils de coupe

Des nombreux outils ont été développés en vue d'obtenir de meilleures performances en perçage des matériaux composites. Dessarth [DESS_97] indique que le foret avec une pointe centrale de guidage permet d'améliorer la qualité du perçage en éliminant la présence du délaminage. Un certain nombre des travaux expérimentaux utilisent des meulettes diamantées [PERS_97] [PARK_99].
Les matériaux des outils de coupe doivent répondre à plusieurs caractéristiques. Les outils doivent avoir une bonne résistance au frottement et à l'abrasion à l'interface copeau/face de coupe et à l'interface face de dépouille/surface usinée. Un échauffement important dans la pièce à usiner peut engendrer une dégradation thermique de la matrice, donc les outils doivent avoir une bonne dureté à haute température et permettre une bonne dissipation de la chaleur produite par frottement. La résistance de l'arête de coupe à l'usure par abrasion est une caractéristique très importante parce que la perte d'acuité peut entraîner des endommagements importants dans la pièce (arrachement, délaminage, etc.).

Les matériaux d'outil existants utilisés industriellement sont par ordre croissant de dureté :

- les aciers rapides : ce sont des aciers fortement alliés de tungstène, de chrome, de molybdène et de vanadium. Pour améliorer leurs performances, ces outils peuvent être revêtus par dépôt physique en phase vapeur (Physical Vapor Deposition, PVD). Ce procédé permet d'obtenir des couches minces (épaisseurs 1 à 5μm) de matériaux durs, principalement du *TiN*, *TiCN* et *TiAlN*. Ils sont utilisés de manière occasionnelle (petites séries sans importance de qualité) ;

- les carbures de tungstène (WC) : ces matériaux, issus de la technologie des poudres avec un liant métallique, permettent, grâce aux grains de carbure de tungstène, d'obtenir une dureté à chaud et une résistance à l'abrasion nettement supérieures aux aciers rapides. Pour améliorer encore leurs performances, ils peuvent être revêtus de dépôts ioniques obtenus essentiellement par procédés :

- PVD (Physical Vapor Deposition) ;
- CVD (Chemical Vapor Deposition) : dépôts chimiques en phase gazeuse. Une grande diversité de revêtements est déposable (*TiN*, *TiCN*, *TiAlN*, *Al*2*O*3, etc.) avec un bon accrochage sur le substrat.

- les nitrures de bore cubiques (CBN) se présentent sous formes très variées :

- en dépôt électrolytique sur plaquettes en carbure de tungstène ;
- en insert de CBN fritté et brasé sur plaquette en carbure métallique ;
- en insert directement fritté sur plaquette en carbure de tungstène.

- le diamant : c'est le plus dur des matériaux ; il se présente sous plusieurs formes :

- le diamant synthétique (ou naturel) en cristaux déposés sur un support métallique ou carbure avec un liant électrolytique (Ni) ;
- le diamant polycristallin (PCD) obtenu par frittage de grains de diamant synthétiques. Le PCD est souvent lié, lors du frittage, à un support (une plaquette) à base de carbure de tungstène.

Les outils en acier rapide ont une très faible tenue à l'abrasion. Le rayon d'acuité d'arrête obtenu après un dépôt de revêtement est important, ce qui a pour conséquence de diminuer les capacités de coupe par cisaillement : l'outil repousse le matériau au lieu de le cisailler. Dans son travail de thèse sur le perçage de plaques minces en carbone/époxy et verre/époxy, Piquet [PIQU_99] rejette les outils en acier rapide à cause de leur trop faible durée de vie. Leur usure prématurée rend le cisaillement des fibres difficile entraînant ainsi un arrachement de celles-ci. Même revêtus, les aciers rapides sont également écartés à cause de leur faible acuité d'arête. Krishnamurthy et al. [KRIS_92] indique que la déformation ou l'écaillage du revêtement peut modifier considérablement la géométrie de l'arrête de coupe ce qui conduit à un endommagement important de la pièce. Les céramiques ne conviennent pas en raison de leur faible résistance aux chocs mécaniques et de leur susceptibilité aux chocs thermiques. Les seuls matériaux retenus par Piquet sont les carbures de tungstène K20 micrograin (nuance normalisée selon la classification ISO) et les diamants polycristallins. Ces derniers permettent des arêtes de coupe avec d'excellentes acuités

(environ 7 à 12μm) tout en restant très résistantes à l'usure. Dans sa thèse sur la qualification de l'usinage de matériaux composites à matrices organiques renforcées de fibres de carbone, Guégan [GUEG_94] recommande des outils à plaquettes en diamant polycristallin plutôt qu'en carbure de tungstène ou en revêtement de grains de diamant afin d'atténuer les dommages inhérents à la coupe.

Schulz [SCHU_97] a étudié l'usure des outils de coupe en fraisage grande vitesse de composites à fibres de carbone T300/résine époxy et fibres de carbone T300/résine polyamide. Il conclut que les seuls outils qui offrent une durée de vie économiquement viable sont les outils PCD et ce à des vitesses de coupe de l'ordre de 2500*m/min*. Abrate et al. [ABRA_92] ne valident également en fraisage de composites carbone/époxy et verre/époxy que les outils en WC et en PCD. Ramulu [RAMU_99] compare les outils en carbure de tungstène et en diamant polycristallin lors du tournage de composites à renforts fibreux. Ses expériences montrent que les outils en WC s'usent environ 120 fois plus vite que ceux en PCD. En terme de résistance à l'usure, de productivité et de répétabilité les outils en diamant polycristallin semblent donner de meilleures performances pour le perçage des composites en carbone/époxy. Cela a été constaté lors de plusieurs campagnes d'essais comparatives entre des outils en carbure et des outils en PCD [CHAM_95, HICK_87]. L'utilisation des outils en PCD est freinée en raison d'une faible ténacité et d'un coût très élevé. Notons également la difficulté de donner à l'arrête de coupe d'un foret en PCD la forme appropriée. Le perçage des composites à fibres d'aramides, par exemple, nécessite une géométrie du foret souvent difficile à réaliser en PCD [KÖNI_84].

En conclusion, la majorité des travaux sur l'usinage des composites à matrice polymère avec renforcement fibreux en carbone recommandent l'emploi d'outils soit en WC soit en PCD. Le choix des outils PCD est souvent privilégié pour leur bien meilleure résistance à l'usure.

1.4 Géométries des outils

Plusieurs études se sont attachées à déterminer les configurations géométriques optimales de la coupe des composites. Les critères d'optimisation sont la plupart du temps restés similaires à ceux utilisés pour l'usinage des matériaux métalliques.
À partir d'essais de coupe sur des composites à matrice thermoplastique et renfort continu de carbone, Koplev et al. [KOPL_83] furent parmi les premiers à s'intéresser à l'influence de la géométrie de l'outil sur le processus de coupe, en relation avec les efforts de coupe générés. Les auteurs ont constaté que l'effort horizontal (dans le sens de la coupe ; effort de coupe dans la coupe orthogonale) n'est que peu influencé par l'angle de coupe alors qu'il est entièrement indépendant de l'angle de dépouille. L'angle de dépouille influence significativement sur l'effort vertical (effort de pénétration) (effort d'avance dans la coupe orthogonale). Quand ils sont passés de 5° à 15° pour l'angle de dépouille, une diminution d'environ 30% de l'effort vertical a été enregistrée. En ce qui concerne l'influence de l'angle de coupe sur la tenue à l'usure de l'outil, Schulz [SCHU_97] a étudié ce phénomène lors du fraisage des composites carbone/époxy et carbone/polyamide par des outils PCD. Il a noté un effet significatif de l'angle de coupe sur le taux de détérioration des outils de coupe. Pour minimiser ou supprimer le défaut d'entrée Guégan [GUEG_94] et König [KÖNI_89] démontrent qu'un angle de coupe suivi d'un angle d'hélices nul évite le soulèvement puis l'arrachement de la première

couche de la plaque. Piquet [PIQU_99] fait une comparaison entre deux outils spécifiques en carbure de tungstène micrograin dans la nuance K20 (cf. *figure 1.2*) et un foret hélicoïdal à deux lèvres classique avec ou sans avant trou. Le foret hélicoïdal à deux lèvres provoque des dommages en entrée et sortie de plaque plus importants et de même pour les arrachements de fibres et de matrice sur les parois du trou. Les efforts d'avance sont plus élevés que pour les forets spécifiques. Le foret hélicoïdal classique, lorsqu'on réalise un avant trou, ne donne pas de décollement de fibres en sortie de pièce et le diamètre du trou percé est dans l'intervalle de tolérance.

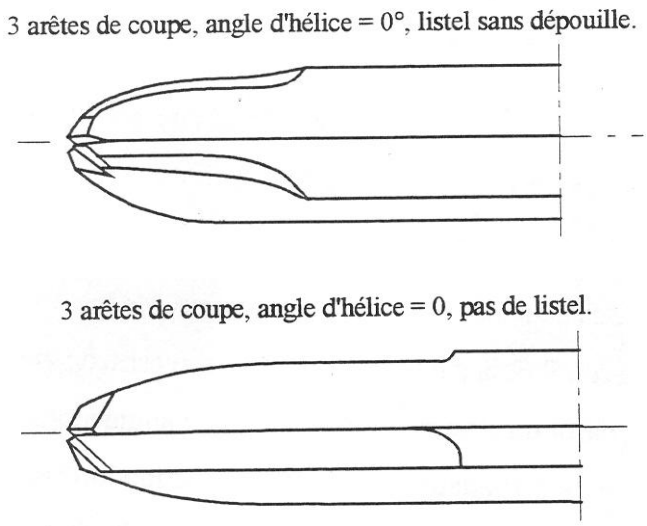


Figure 1. 2 Géométrie des outils spécifiques utilisés par Piquet [PIQU_99].

Fernandes [FERN_06a] utilise un foret spécifique pour le perçage des composites de diamètre de 4,9*mm* (cf. *figure 1.3*). Le choix de 4 lèvres est du à une évacuation plus rapide des débris de composite et celle d'un double angle de pointe est du à la diminution de l'effort axial (de pénétration) et donc à la diminution du délaminage. Dans son travail de thèse, Guégan [GUEG_94] montre que pour obtenir une plus faible rugosité de surface usinée en fraisage de profil, le choix d'outil à dents (fraise 2 tailles) est recommandé par rapport à un outil à grains de diamant. Cette conclusion rejoint celle de Schulz [SCHU_97] puisque l'angle de coupe local au niveau des grains de diamant est en moyenne fortement négatif alors qu'il est positif ou nul pour les fraises 2 tailles en carbure de tungstène. Guégan constate en perçage une coupe plus franche et des cotes mieux respectées avec des outils à plaquettes en diamant polycristallin. Ses conclusions affirment que plus le rayon d'acuité d'arête est faible, plus le cisaillement des fibres s'effectue dans de bonnes conditions. Ainsi, il recommande un rayon d'acuité d'arête de 7 à 12μm pour les arêtes de coupe des outils à plaquettes en diamant polycristallin, et de 10 à 20μm pour les outils en carbure de tungstène.

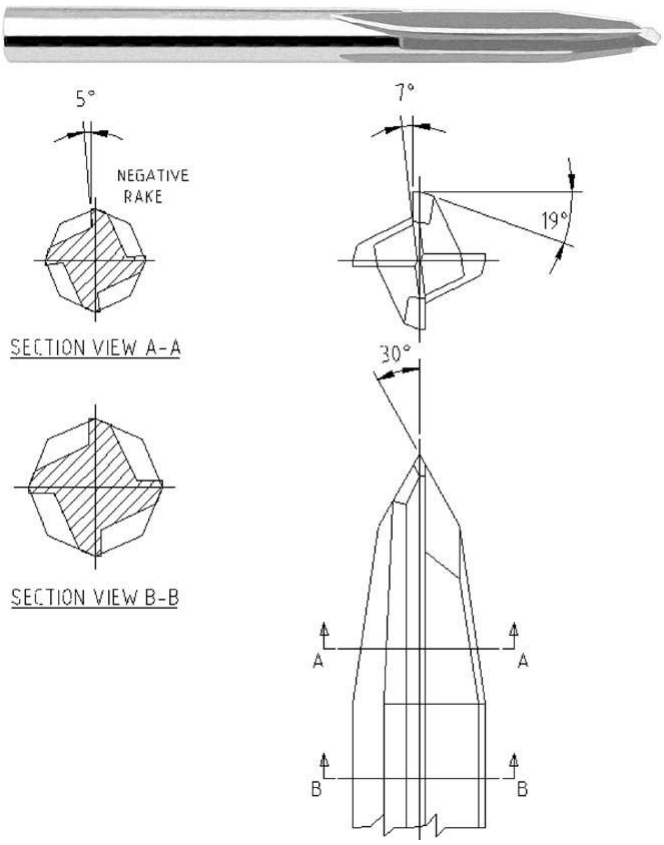


Figure 1. 3 Géométrie d'outil spécifique utilisé par Fernandes [FERN_06].

1.5 Usure des outils de coupe

Les études du comportement en usure des outils lors de la coupe des composites à matrice polymère ont été majoritairement menées pour des opérations de perçage. En fonction de la configuration de coupe (tournage, fraisage, etc.), les modes d'usure d'outils peuvent être variables. En raison de la diversité et de la complexité des géométries d'outils utilisées, les paramètres usuels de quantification de l'usure d'outil (usure en dépouille V_B, usure en cratère K_T), ne représentent pas systématiquement le bon moyen pour déterminer les taux d'usure.

Lin et Shen [LIN_99] ont étudié le comportement en perçage à grande vitesse des composites unidirectionnels (UD) renforcés de fibres de verre. La plage de vitesse de coupe étudiée était comprise entre 210 et 850*m/min*. Deux types d'outils ont été testés : un foret hélicoïdal et un foret multi facial (cf. *figure 1.4*). Lin et Shen ont observé que la distance axiale *A* entre le coin extérieur de l'arête tranchante et la pointe du foret augmente avec l'usure d'outil. Ceci pousse les auteurs à proposer la variation de la hauteur de pointe (distance axiale *A*) comme paramètre de quantification d'usure pour les forets multi faciaux (en forme de C). Ce constat a été aussi confirmé par Lin et Chen [LIN_96] dans le cas du perçage des composites à renfort fibreux en carbone. Dans cette étude, ils observent que l'usure des forets en carbure de tungstène devient très importante dès que la vitesse de coupe augmente.

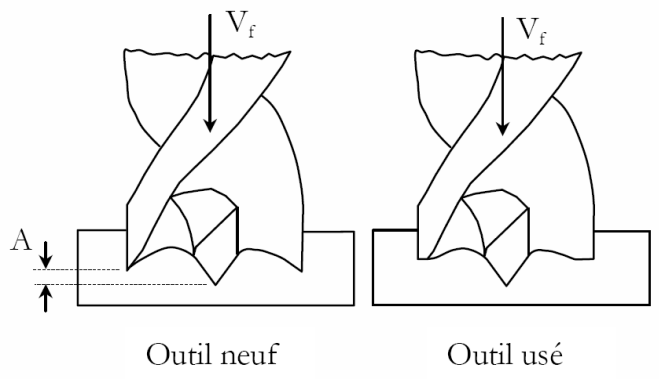


Figure 1. 4 Usure d'un foret multi-facial WC en perçage grande vitesse d'un composite UD verre/époxyde avec V_c de 210 à 850m/min et V_f de 0,03 à 0,07mm/tr [LIN_99].

Kim et al. [KIM_92] ont étudié l'usinabilité des composites carbone/époxy en tournage à l'aide d'un outil en carbure de tungstène K10. Les auteurs de cette étude confirment expérimentalement l'usure croissante de l'outil avec la vitesse de coupe. Ils constatent également que cette usure en dépouille est influencée par l'inclinaison des fibres. Kim et al. ont déterminé expérimentalement qu'à une vitesse de coupe de 50*m/min*, la durée de vie de ce type d'outil chute de 70% pour un stratifié à ±45° par rapport à un unidirectionnel à 0°.

Ramulu [RAMU_99] s'est intéressé aux performances d'outils de tournage avec insert en diamant polycristallin pour la coupe des composites carbone/époxy. Les outils avec une taille de grains supérieure à 20μm permettent d'obtenir une usure moins rapide qu'avec des grains de taille inférieure. Ramulu a remarqué pour les outils avec insert en diamant polycristallin une usure uniforme en dépouille et pas d'usure en cratère; et pour les outils en WC une usure plus importante (120 fois plus vite que ceux en PCD) et principalement en dépouille, qui n'est pas uniforme.

Le caractère fragile des résines thermodurcissables ne procure pas de difficultés particulières en usinage. Toutefois il peut subsister des risques de cassure des arêtes vives de la pièce appelées souvent 'écaillage' [GUEG_94]. Les résines thermoplastiques présentent un mode de rupture de type ductile lors d'opérations d'usinage. Cette ductilité entraîne des copeaux longs et un frottement plus important entre l'outil et la matière ce qui a pour conséquence l'augmentation du taux d'usure de l'outil [CHAM_95, Ho-CH_92]. Le matériau fondu (résines thermoplastiques) adhère à la surface en dépouille des outils, intensifiant le frottement entre la partie active de l'outil et la surface usinée.

1.6 Paramètres de coupe

La recherche des paramètres optimaux pour la coupe des matériaux composites a pour objectif de minimiser la rugosité de surface et les efforts de coupe tout en conservant une durée de vie de l'outil économiquement viable. Plusieurs études s'inscrivent dans ce cadre.

Kim et al. [KIM_92] préconisent des vitesses de coupe de 20 à 40*m/min* pour une avance de 0,2*mm/tr* lors du tournage des composites en carbone/époxy avec un outil WC non revêtu de grade K10.

Dans le cas du tournage d'un composite carbone/phénolique, Sreejith et al. [SREE_99] déterminent une vitesse de coupe optimale (pour laquelle les efforts de coupe sont les plus faibles) de 100*m/min* pour un outil en carbure de tungstène WC revêtu de nitrure de titane et de 300*m/min* pour un outil PCD. Les auteurs montrent par ailleurs que la température de coupe est principalement influencée par les vitesses de coupe et d'avance pour les outils en WC, et particulièrement par la vitesse de coupe pour ceux en PCD.

Schulz [SCHU_97] préconise des conditions de coupe pour le fraisage grande vitesse de composites verre/époxy et carbone/époxy avec un outil diamant PCD. Schulz pour un état de surface optimisé utilise une vitesse de coupe de 3000*m/min* et pour une durée de vie optimisée une vitesse de coupe de 2000*m/min*. Pour le fraisage grande vitesse il propose aussi des vitesses d'avances comprises entre 7500 et 10000*mm/min* pour une fraise de diamètre 40*mm* avec 2 dents.

Abrao et al. [ABRA_08] utilisent quatre forets différents de diamètre 5*mm* pour vérifier l'influence de la vitesse de rotation et d'avance :

1. *EDP27910* en carbure métallique (M.A. Ford).
2. *A1141* en acier rapide avec un angle de pointe de 118° (Titex Plus).
3. *A1163* en carbure métallique avec un angle de pointe de 118° (Titex Plus).
4. *A1167A* en carbure métallique avec un angle de pointe de 150° et trois arêtes (Titex Plus).

Abrao et al. [ABRA_08] utilisent des vitesses de rotation de 55, 71 et 86*m/min* et des avances par tour *f* de 0.05, 0.1, 0.15 et 0.2*mm/tr*. Les auteurs montrent par ailleurs que, indépendamment de la géométrie de l'outil, une augmentation de l'*avance* influence proportionnellement et de façon significative l'augmentation de l'effort axial et par contre la *vitesse de rotation* a un effet moins important que l'avance (cf. *figure 1.5*).

Tsao et al. [TSAO_07a] ainsi que Mohan et al [MOHA_05] montrent que l'effet combiné de l'avance, de la vitesse de rotation, du diamètre de l'outil et de l'épaisseur de la plaque à percer sont les paramètres les plus influents sur l'effort axial F_Z.

Mohan et al. [MOHA_05] dans leur étude ont obtenu de bons résultats en ce qui concerne l'effort de pénétration pour des petites valeurs de diamètre, vitesse de rotation (1500*tr/min*) et vitesse d'avance (50mm/min, *f* = 0,03*mm/tr*). Les auteurs indiquent que des augmentations de la vitesse d'avance (100*mm/min*, *f* = 0, 07*mm/tr*) n'impliquent pas d'augmentations significatives du *couple* de coupe. Ces résultats sont répétés dans les études de Davim et al. [DAVI_04], Hamade et al. [HAMA_06] et Fernandes et Cook [FERN_06a, FERN_06b].
Dans l'étude de perçage à grande vitesse Lin et Chen [LIN_96] affirment que l'augmentation de l'usure de l'outil est principalement affectée par l'augmentation de la vitesse de rotation (de 9550*tr/min* jusqu'au 38650*tr/min*) et par la longueur de coupe (trois longueurs seront utilisées : 13.5, 59.4 et 94.5*mm*). La qualité acceptable des trous est due a des faibles avances (0.03, 0.05 et 0.07*mm/tr*), et les auteurs ne notent pas une différence importante entre l'outil hélicoïdal et l'outil en forme de C (multi facial).

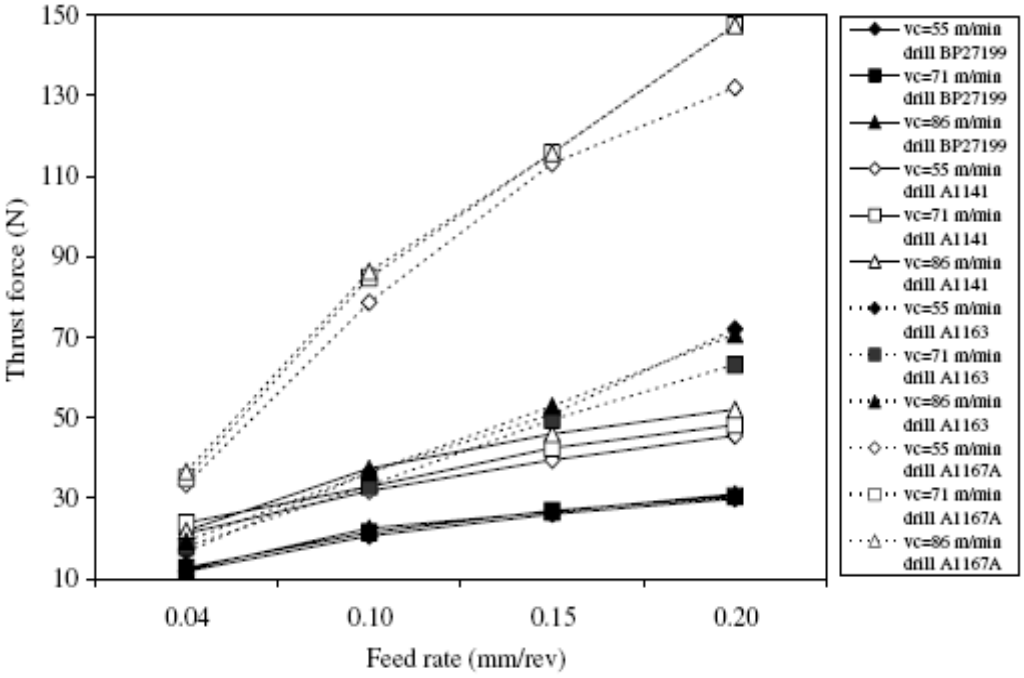


Figure 1. 5 Effet de la vitesse de coupe et d'avance sur l'effort axial pendant le perçage du GFRP avec 4 forets différents [ABRA_08].

1.7 Endommagement du composite

Tous les travaux qui viennent d'être cités se cantonnent à une approche technologique et macroscopique des comportements des outils dans l'étude de la coupe des composites à matrice polymère. Pourtant, la compréhension des phénomènes mis en jeu au niveau de l'arête de coupe nécessite des études aux échelles mésoscopiques et microscopiques. À ces niveaux d'observation, l'hétérogénéité des matériaux composites ne peut être négligée.

Les matrices thermodurcissables en général et la matrice époxyde en particulier ont un mode de rupture fragile. Les fibres de carbone possèdent également cette propriété. Chambers [CHAM_95], Guegan [GUEG_94] et König [KÖNI_89] ont étudié ce comportement. Ces auteurs ainsi que Krishnamurthy [KRIS_92], Ho-Cheng [Ho-CH_92], Miller [MILL_87], Santhanakrishnan [SANT_87] et Hickey [HICK_87] ont de plus observé le caractère fortement abrasif des matériaux carbone/époxyde. Il apparaît que les conditions générales d'usinage des matériaux métalliques peuvent être appliquées aux matériaux composites à matrice thermodurcissable.

Dans l'analyse de l'usinage des matériaux composites, on s'intéresse en premier temps au comportement des composants et après aux paramètres liés à l'architecture du composite comme par exemple l'empilement des différentes couches.

1.7.1 Formation du copeau

Koplev et al. [KOPL_80, KOPL_83] furent les premiers à s'intéresser aux mécanismes de formation du copeau dans les composites. En effet, les auteurs ont effectué des essais de coupe brusquement interrompue sur des composites carbone/époxy et ce pour des

orientations des fibres de 0° et 90°. Pour réaliser ces essais, une nouvelle technique de préparation des copeaux a été adoptée. Celle-ci consiste à appliquer une colle adhésive à base de caoutchouc sur la surface de la pièce avant usinage. La matière ensuite découpée par les arêtes de coupe de l'outil reste ainsi sous forme de "macro-copeaux". Cette procédure permet d'éviter la forme poudreuse des copeaux rencontrée habituellement en usinage des composites.
Cette première tentative de compréhension des mécanismes de la coupe par enlèvement de matière dans les composites fut prolongée par plusieurs travaux, et notamment par Wang et al. [WANG_95], Arola et al. [AROL_96], toujours en coupe orthogonale. L'ensemble de ces auteurs disent que l'orientation des fibres est le facteur d'influence principal sur la formation du "copeau". Ils sont d'accord également, mais à des degrés d'influence différents, sur la nature du composite (matrice et fibres) ainsi que l'angle de coupe de l'outil comme deux paramètres majeurs. Leurs conclusions pratiquement communes permettent de différencier plusieurs modes d'enlèvement de matière suivant l'orientation des fibres (cf. *figure 1.6*).

Pour une orientation des fibres à 0°, les mécanismes de formation de copeau se déclinent d'abord par un chargement en mode I (par ouverture) de la section coupée avec rupture le long de l'interface fibre/matrice combiné à un chargement en mode II (glissement droit) dans la direction d'avance de l'outil. La séparation du "copeau" se produit ensuite après rupture des fibres dans une direction perpendiculaire à leur axe. Lors de la coupe d'une couche à 0°, l'outil décolle les fibres et les arrache comme un copeau de bois. Si on arrive entre 2 couches (à cause du réglage ou de l'usure), l'état de surface risque d'être de moins bonne qualité. L'usinage des fibres à 0° produit de grands débris fragmentés.

Pour des orientations positives des fibres jusqu'à +75°, le mécanisme de formation du copeau consiste en un cisaillement des fibres par l'arête de coupe. Le copeau est ensuite formé par cisaillement des interfaces fibres/matrice jusqu'à la surface libre. Lors de la coupe des fibres orientées à 45°, l'outil arrive à couper la couche directement. L'existence d'irrégularité est due au matériau, au lieu de le couper, l'outil le casse, pas toujours de façon nette. Les fibres à 45° donnent de tout petits débris.

Pour une orientation des fibres à 90° ainsi que pour les orientations négatives, l'enlèvement de matière est initié par une ouverture en mode I qui pénètre dans la matière (en dessous de la direction de coupe) en suivant l'interface fibre/matrice, prolongée par une rupture secondaire qui remonte jusqu'à la surface en suivant le cisaillement des fibres. Dans le cas de l'usinage des fibres orientées à 90°, les défauts sont représentés par le décollement des fibres. Les auteurs ont observé que les fibres sont penchées en avant par paquets. C'est lors de la coupe des fibres orientées à -45°, que les fibres fléchissent le plus et finissent par être arrachées. On remarque des défauts importants qui se propagent vers l'intérieur en ce qui concerne les fibres à -45°. De plus les auteurs ont remarqué aussi un décollement des fibres et de la matrice.

Koplev [KOPL_83] souligne que dans le cas d'une orientation des fibres à 0°, la propagation brutale des fissures le long des fibres en condition de déformation de flexion provoque l'apparition des fissures en surface dont la taille maximale n'excède pas deux fois le diamètre des fibres. Lorsque les fibres sont orientées à 90°, la zone de compression située en dessous de l'outil entraîne des fissures de longueur 0,1 à 0,3*mm* en profondeur dans le composite.

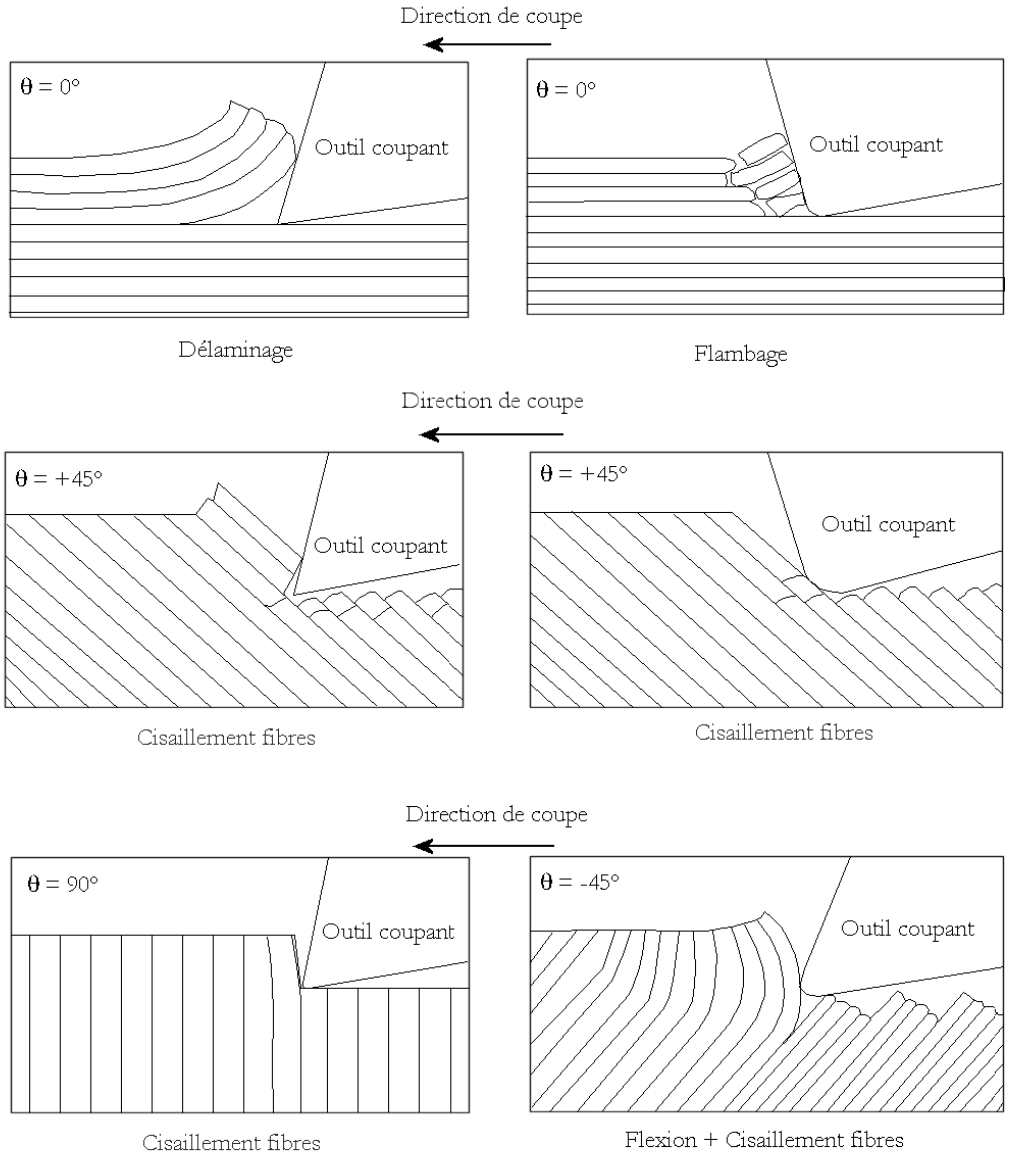


Figure 1. 6 Mécanismes de formation du copeau en coupe orthogonale du composite carbone/époxy unidirectionnel, d'après Wang et al. [WANG_95].

Un modèle de simulation par éléments finis proposé par Arola et Ramulu [AROL_97] reprend les observations expérimentales de la formation du copeau en coupe orthogonale dans un composite. Ce modèle prévoit la formation du copeau en deux zones successives de rupture fragile par cisaillement (cf. *figure 1.7*). Les orientations et les géométries de ces deux zones (cisaillement primaire et cisaillement secondaire) sont fonction des orientations des fibres par rapport à la direction de coupe. Les descriptions de formation de copeaux sont assez simplistes et reposent sur des observations de "macrocopeaux" et non directement sur des copeaux. Ces descriptions apportent des éléments intéressants de compréhension des mécanismes de coupe.

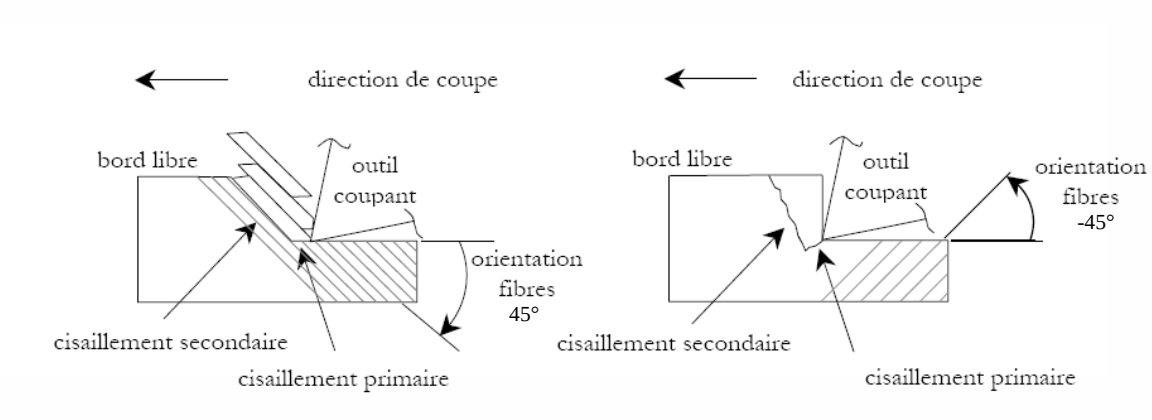


Figure 1. 7 Mécanismes de formation du copeau en coupe orthogonale du composite carbone/époxy unidirectionnel, d'après Arola et al. [Arol_97].

1.7.2 Endommagements produits par la coupe des composites

Le perçage des composites à matrice thermodurcissable peut provoquer plusieurs types de défauts. De nombreuses observations ont fait apparaître ces défauts [INOU_97, PIQU_99, Ho-CH_92, GUEG_94, KÖNI_89]. Les sollicitations mécaniques et thermiques que subit le matériau composite, lors des opérations d'usinage, génèrent des endommagements. Ce paragraphe présente les dommages caractéristiques relevés fréquemment dans la littérature.

Le peluchage est caractérisé par une mauvaise découpe des fibres par l'outil. Les fibres coupées ont un aspect effiloché, avec un floconnage de la surface lors des opérations de perçage ou de fraisage. Il est essentiellement présent lors de la coupe des composites à fibres d'aramide.

La décohésion des fibres se caractérise par des décollements de la matrice de morceaux entiers de fibres non rompues. Le fléchissement des fibres sous la poussée de l'arête de coupe au niveau de la surface usinée conduit à un déplacement relatif des fibres par rapport à la matrice assimilable à un glissement qui entraîne une décohésion de l'interface fibre/matrice.

L'arrachement se produit selon l'orientation relative des fibres par rapport à l'arête de coupe (-15° à -75°), avant que les fibres ne soient rompues par cisaillement. Les fibres sont soumises à des sollicitations qui peuvent provoquer l'arrachement des morceaux de fibres et de matrice, laissant ainsi des cavités sur la paroi du trou. Ce phénomène est davantage présent dans le cas des stratifiés fortement orientés.

La dégradation thermique : un dégagement excessif de chaleur au cours d'usinage peut entraîner un risque de dégradation thermique. Globalement, ce risque provoque la carbonisation des matrices thermodurcissables et la "fusion" des matrices thermoplastiques. Ce dommage se manifeste systématiquement sous forme binaire : présence ou non de dégradation thermique.

Le délaminage : le mécanisme de délaminage est caractérisé par la séparation des plis dans l'épaisseur du composite. Il se distingue par la formation de fissures interlaminaires dans la matière. Cet endommagement se manifeste en perçage, particulièrement en entrée de trou (soulèvement des plis en périphérie du foret dû essentiellement à l'angle de coupe et à l'angle d'hélice du foret) et/ou en sortie de trou (poussée des plis due à l'âme du foret). A l'entrée du foret dans le composite le mouvement de rotation conjugué à l'inclinaison de l'hélice a tendance à entraîner le matériau vers le haut. Ces actions combinées introduisent une force de pelage verticale séparant les couches supérieures du restant de la plaque. Le paramètre qui définit l'apparition du délaminage à la sortie du foret est l'intensité de l'effort de pénétration. En conséquence tous les paramètres qui influencent l'effort d'avance vont implicitement influencer le délaminage. La vitesse de coupe est nulle au centre de l'outil (pointe) et pas très élevé au niveau de l'âme. La matière située devant l'âme du foret subit un effort axial, qui par déformation est poussée avant d'être cisaillée par les arêtes de coupe principales. Le délaminage est moins fréquent en fraisage (décollement des plis dû à l'angle d'hélice de la fraise). En fraisage, le délaminage peut prendre la forme de déchaussement complet des fibres, particulièrement au début et à la fin des prises de passe de contournage lorsque la fraise entre ou sort de la pièce. En rabotage (coupe orthogonale) le délaminage peut être représenté en fonction de l'orientation des fibres par des morceaux de fibres qui sont poussées et ne sont pas coupées, ou écaillées à la fin de l'usinage. Particulièrement rencontré en perçage aux abords des surfaces libres du composite, le délaminage accompagné de déchirure complète de morceaux de plis est dénommé écaillage.

Les paramètres susceptibles d'influer sur l'effort d'avance sont les suivants : vitesse d'avance (avance par tour), forme de l'âme, angle d'hélice et de pointe, l'acuité d'arête de coupe. Une baisse de vitesse d'avance fait chuter l'effort de pénétration donc diminue le délaminage. L'âme du foret est la partie qui relie les deux arêtes de coupe. Il est possible de modifier la géométrie de l'âme du foret pour faire évoluer son comportement en usinage. L'amincissement de l'âme peut provoquer une chute de l'effort de pénétration (jusqu'à 30%) et donc une diminution du délaminage. Guegan [GUEG_94] indique que l'augmentation de l'angle d'hélice, ainsi que la diminution de l'angle de pointe permet de diminuer la composante axiale des efforts de coupe. Expérimentalement l'effort de pénétration le plus faible a été observé avec les forets dont l'angle d'hélice est de 45° et l'angle de pointe de 70°. Pour obtenir l'effort d'avance mesuré pendant le perçage à la composante axiale de la somme des efforts générés le long des deux arêtes de coupe on rajoute l'effort de compression généré par l'âme du foret.

Plusieurs travaux ont observé ces endommagements : Tagliaferri et al. [TAGL_90], A. Di Ilio et al. [DIIL_91], Arola et al. [AROL_94], Guegan [GUEG_94], Persson et al. [PERS_97], Piquet et al. [PIQU_99, PIQU_00a, PIQU_00b].

Dans une étude du perçage d'un composite verre/époxy, Tagliaferri et al. [TAGL_90] soulignent l'absence de norme pour évaluer les endommagements inhérents à la coupe. Les auteurs ont quantifié les endommagements d'écaillage par la largeur endommagée marquée par un liquide pénétrant. Ils ont déterminé que le rapport vitesse de coupe sur vitesse d'avance (*Vc/Vf*) est un critère très influent (cf. *figure 1.8*). Leurs constatations montrent que pour un rapport *Vc/Vf* inférieur à 100, le perçage par foret en acier rapide de diamètre 8mm génère des copeaux épais et irréguliers, et pour un rapport *Vc/Vf*

supérieur à 250 donne des copeaux sous forme de poussière (ou de poudre). Pour les très grandes valeurs du rapport *Vc/Vf*, les dommages thermiques des fibres et de la résine restent limités à un petit volume autour du trou. Ces travaux ont été prolongés par Di Ilio et al. [DIIL_91] pour des opérations de perçage d'un composite unidirectionnel thermoplastique renforcé de fibres de carbone. Ils constatent que les endommagements sont influencés par l'orientation des fibres (endommagements faibles lorsque les fibres sont orientées de 0° à 45°). Pour diminuer les endommagements sur toute la périphérie du trou Tagliaferri et al. [TAGL_90] trouvent une limite de l'avance par tour, qui est le rapport de la vitesse d'avance sur la vitesse de rotation (fonction de la vitesse de coupe et du diamètre de l'outil), de 0,3*mm/tr*. La morphologie des bords de perçage est inégale, suivant l'orientation des fibres. L'intérieur du trou est en général lisse, sauf pour les grandes avances.

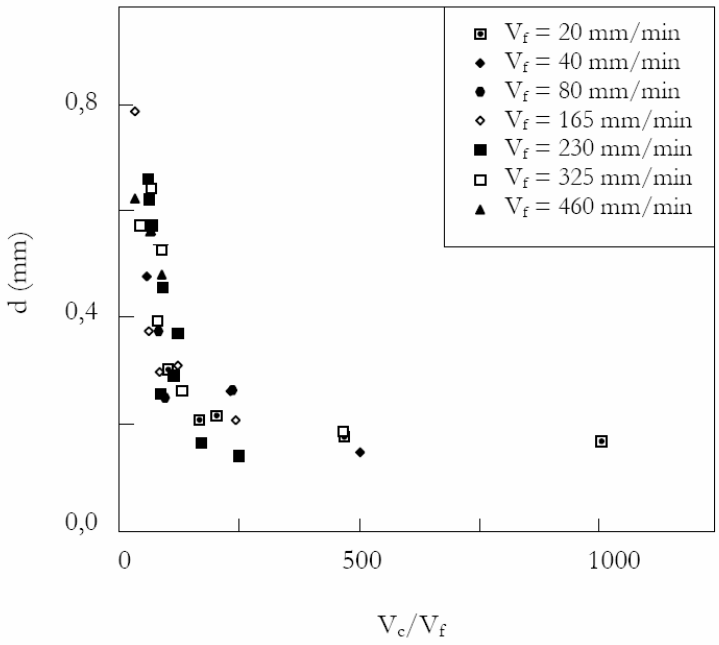


Figure 1. 8 Taille de la zone endommagée *d* en fonction du rapport vitesse de coupe (de 1,5 à 40*m/min*) sur vitesse d'avance (de 20 à 460*mm/min*) [TAGL_90].

Afin de minimiser l'usure d'outil et de limiter les endommagements inhérents à la coupe, Persson et al. [PERS_97] ont étudié l'influence de trois types d'outils lors du perçage d'un composite carbone/époxy $[(\pm 45°/0°/90°)_3]_{24S}$. Les outils testés étaient une fraise diamantée en perçage orbital (perçage par interpolation circulaire avec une fraise de diamètre inférieur au diamètre du trou percé), un foret PCD et un foret en WC en perçage classique. La comparaison des endommagements occasionnés dans les trois configurations montre que le composite percé avec une interpolation hélicoïdale (perçage orbital) est le seul exemple où on trouve des dommages importants. Dans son travail de thèse, en fraisage de composites à matrice époxy renforcés de fibres longues de verre ou de carbone, Guegan [GUEG_94] propose que, pour éviter les déchaussements de fibres en entrée et sortie de pièce, l'action de l'arête de coupe soit dirigée vers l'intérieur du matériau composite. De plus, ces décohésions, ainsi que celles sur les bords libres des pièces, sont plus faibles quand l'avance par dent est faible. Par

contre, il détermine une avance limite de 0,01*mm/tr* en dessous de laquelle apparaissent des endommagements thermiques.

1.8 États de surface

Les relevés de rugosité d'une surface constituent généralement un bon indicateur de son endommagement et de l'état d'usure de l'outil. L'objectif de ce paragraphe est de faire le point sur l'évolution de la microgéométrie des surfaces usinées lors de la coupe des composites. Plusieurs auteurs ont porté leur attention sur la caractérisation de la coupe des composites à travers la rugosité des surfaces usinées.

Guegan [GUEG_94] souligne que le profil d'état de surface des composites obtenu par mesurage tactile opérant par contact ne correspond pas fidèlement au profil réel. En effet, l'action mécanique du stylet en diamant provoque la déformation des fibres qui dépassent de la surface usinée. Ceci conduit à une sous-estimation de la valeur réelle de la rugosité de surface. Même si ce type de mesure ne détermine pas avec précision la valeur du critère de rugosité R_a, il permet cependant de différencier l'aspect micrographique des surfaces. Guegan souligne l'influence des orientations des fibres par rapport à la surface usinée suivant le sens d'attaque de l'outil. Il préconise, pour un meilleur état de surface, un fraisage en opposition lorsque l'orientation des fibres est de +45°, et un fraisage en concordance lorsque l'orientation des fibres est de -45°.

Arola et al. [AROL_94] comparent les états de surfaces des matériaux composites carbone/époxy $[(0°/90°/45°/-45°)_2(0°/90°)]_S$ usinés par trois méthodes différentes (jet d'eau, meule diamantée et fraise PCD). Leurs conclusions sont que l'état de surface est meilleur dans le cas de l'usinage par meule diamantée. En ce qui concerne les surfaces obtenues par fraisage, la rugosité est faible (0,6μm) dans les plis orientés à 90°, -45° et 0° (orientation donnée par rapport à la direction d'avance de la fraise sans préciser si le fraisage est réalisé en opposition ou en concordance), alors qu'elle atteint une valeur de 11μm dans les plis orientés à +45°.

Wang et al. [WANG_95] montrent, lors de la coupe orthogonale d'un composite verre/époxy par un outil PCD, que la rugosité de surface est meilleure pour des orientations comprises entre 15° et 60°. La rugosité mesurée transversalement et longitudinalement est constante et elle a des valeurs comprises entre 1 et 1,5µm. Ils soulignent toutefois la présence d'un encrassement de surface qui augmente avec l'orientation des fibres. Les auteurs indiquent que ces dépôts surfaciques diminuent la rugosité et masquent les endommagements à l'intérieur (fissures). L'encrassement de la surface usinée a été aussi rapporté par Koplev et al. [KOPL_80, KOPL_83] lors de la coupe orthogonale d'un composite unidirectionnel carbone/époxy avec une orientation des fibres de 90°. Ces résultats parfois contradictoires [GUEG_94, WANG_95] laissent penser que les valeurs de rugosité obtenues par mesurage profilométrique tactile opérant par contact ne sont pas fiables. Ils suggèrent également que le critère de rugosité R_a ne semble pas un bon indicateur de la qualité de la coupe des composites.
La différence de comportement pendant l'usinage entre les deux familles de résine les plus utilisées peut produire des états de surface différents. Les résines thermoplastiques fondent alors que les résines thermodurcissables se vaporisent sous l'action de la chaleur dégagée au cours de l'usinage [GUEG_94]. De ce fait, Chambers [CHAM_95]

montre que l'aptitude à l'écoulement des résines thermoplastiques fondues permet un état de surface meilleur que celui d'une résine thermodurcissable.

1.9 Analyse thermique pendant l'usinage

La température a des effets importants sur les efforts de coupe et l'usure des outils, l'aspect thermique de la coupe a donc été largement étudié depuis de nombreuses années. Pourtant, à cause de la complexité des phénomènes mis en jeu en usinage, il est très difficile de prédire l'intensité et la distribution des sources de chaleur. Les processus mécaniques et thermiques sont extrêmement couplés, en particulier parce que les propriétés des matériaux varient avec la température. On indique souvent que 90 à 100 % de l'énergie mécanique consommée est finalement convertie en énergie thermique. Les principales sources de chaleur proviennent :

- des déformations élastiques et plastiques des zones de cisaillement primaire et secondaire,
- de la dissipation du frottement générée à l'interface outil - débris et surtout entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée de la pièce.

Dans l'usinage des matériaux métalliques la chaleur ainsi créée va se répartir dans les différentes parties de l'outil, de la pièce et du copeau (cf. *figure 1.9*). Le transfert de chaleur dans le copeau et dans la pièce s'effectue majoritairement par transport alors que dans l'outil le transfert s'effectue principalement par diffusion. De fait, la répartition des flux ne se fait pas de manière équivalente et dépend bien sûr des conditions de coupe et des propriétés thermiques des matériaux. Seul un faible pourcentage de la chaleur générée, dans l'usinage des matériaux métalliques, est transmis à l'outil et à la pièce, la majorité étant évacuée par le copeau. Dans le cas des aciers, un minimum de 50 % de l'énergie est évacué dans les copeaux.

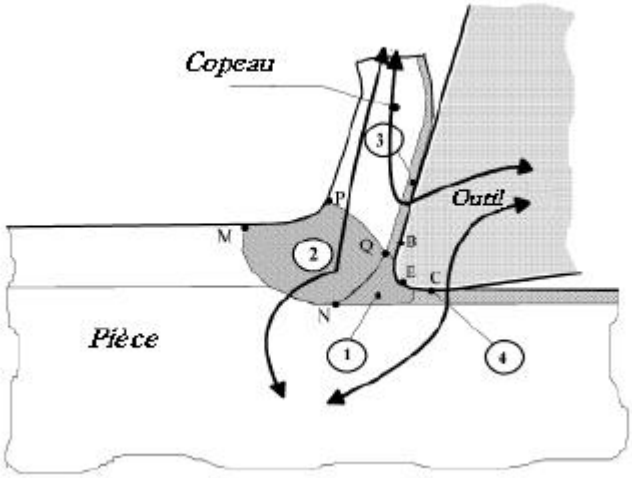


Figure 1. 9 Représentation des différents flux thermiques et sources de chaleur lors de l'usinage d'un matériau métallique, [BATA_02].

Il existe de nombreuses méthodes pour mesurer l'élévation de température en usinage: l'utilisation de thermocouples, la thermographie infrarouge, l'analyse métallographique, l'utilisation de poudres fines à température de fusion constante et l'emploi de peintures thermosensibles. Appliquée à l'usinage, la technique des thermocouples s'utilise de deux façons différentes :

(1) avec des thermocouples de faibles dimensions insérés dans l'outil de coupe.
(2) en utilisant le thermocouple naturel formé par la pièce et l'outil eux-mêmes.

Bien qu'assez simples d'utilisation, les techniques des thermocouples restent imprécises et ne permettent d'obtenir qu'une température moyenne. Pour avoir une information complète sur la distribution de la température d'autres techniques doivent être envisagées. Il est possible de remonter à la distribution de température dans l'outil à partir d'analyses métallographiques effectuées sur l'outil après usinage des pièces métalliques. La méthode s'appuie sur la relation qui existe entre la dureté, la microstructure et la température qui a été atteinte dans les différents endroits de l'outil. Cette méthode permet de mesurer des températures avec une précision de ± 25 °C, mais elle est difficile et longue à mettre en oeuvre et n'est employée que pour des outils en acier rapide et sur des pièces métalliques.

Les techniques de thermographie infrarouge sont également utilisées pour mesurer les champs de température dans les zones de coupe.
Les caméras infrarouges sont de plus en plus employées pour mesurer la température et sa distribution [ZITO_05, M'SAO_04]. Néanmoins, ces techniques nécessitent un appareillage sophistiqué qui doit être rigoureusement calibré et les différentes méthodes employées ne sont pas encore capables d'assurer des résolutions spatiales et temporelles élevées, rendant l'exploitation des mesures difficile. Par ailleurs, des conditions d'usinage particulières sont requises comme l'accès visuel aux zones de coupe.

Parallèlement aux techniques expérimentales, des méthodes analytiques et numériques ont été élaborées [daSI_99]. Parmi ces dernières, les méthodes des différences finies et des éléments finis sont les plus répandues. L'estimation du flux de chaleur et de la température en usinage peut être également abordée par la résolution de problème inverse de conduction de chaleur dans l'outil. Cette approche consiste à identifier les paramètres d'une loi liant le flux appliqué à l'outil et la température mesurée par des capteurs placés en un ou plusieurs points proches de l'arête de coupe [BATA_02].

La température sur la face en dépouille est le principal paramètre qui influence l'usure de l'outil par l'abrasion. Elle joue un rôle déterminant sur la nature du frottement à l'interface et change de manière significative les propriétés physiques et mécaniques des matériaux constituant l'outil. La principale difficulté provient de la petite dimension de la zone de contact outil-matière qui abrite de forts gradients thermiques. La forme du profil peut être différente selon les conditions de coupe et la nature des matériaux considérés, mais les différentes méthodes de mesure s'accordent sur le fait que le maximum de la température n'est atteint qu'à une certaine distance de la pointe de l'outil. M'Saoubi et Chandrasekaran ont étudié le profil de la température à l'interface outil – débris à l'aide d'une caméra infrarouge, [M'SAO_04]. Ils montrent que la température augmente avec la vitesse de coupe et l'avance, et que ces paramètres ont un effet opposé sur la position de la température maximale. Cette dernière se rapproche de

la pointe de l'outil quand la vitesse de coupe augmente et s'éloigne quand l'avance augmente.

Au contraire des matériaux métalliques, l'usinage des composites entraîne une conduction de la chaleur plus faible vers les copeaux, l'outil accumulant beaucoup plus d'énergie thermique [GUEG_94]. Robinault [ROBI_91] démontre expérimentalement que pour un composite à fibres de carbone, la chaleur dégagée en perçage se propage dans le matériau plus facilement suivant l'axe des fibres. Ainsi, les zones périphériques du trou où les fibres sont inclinées à 90° sont les plus propices à la diffusion de chaleur dans le matériau.

Zitoune et al. [ZITO_05] ont enregistré la température de coupe avec une camera infrarouge pendant la coupe orthogonale des pièces unidirectionnelles en composite. Dans le cas d'usinage des composites avec une orientation des fibres de 90° la température enregistrée (cf. *figure 1.10*) a une valeur maximale (peut atteindre 60°*C*), mais assez variable. L'usinage des fibres à 90° produit une énergie plus grande que pour les autres orientations. Cette affirmation peut être expliquée par le fléchissement des fibres suivi par une décohésion fibre/matrice. Dans le cas des fibres à 0° la température reste à des valeurs (autour de 44°*C*) moins importante que pour les fibres à 90° parce que l'action de l'outil est différente. A une orientation de 0° les auteurs observent une compression de l'outil sur la pièce, et pour celle à 90°, le plus prédominant c'est le fléchissement des fibres sous l'action de l'outil. Les auteurs expliquent cette différence de température tout simplement par les caractéristiques mécaniques des pièces. La résistance à la rupture en compression (1000*MPa*) est plus faible que le module d'élasticité (1600*MPa*). La différence de température entre les orientations de 0° et de +45° est que pendant l'usinage des fibres à 0° l'outil a des périodes dans lesquelles il n'usine pas (éjection due à la compression), mais il continue à frotter (frottement en dépouille) ce qui produit l'échauffement. Dans le cas des fibres à +45° la température enregistrée (cf. *figure 1.10*) a une valeur assez constante (autour de 36°C), et qui est produite par la décohésion fibre/matrice (résistance à la rupture de la matrice est faible). Suite à la destruction de la pièce, l'acquisition de la température pendant l'usinage des fibres à -45° n'a pas été possible.

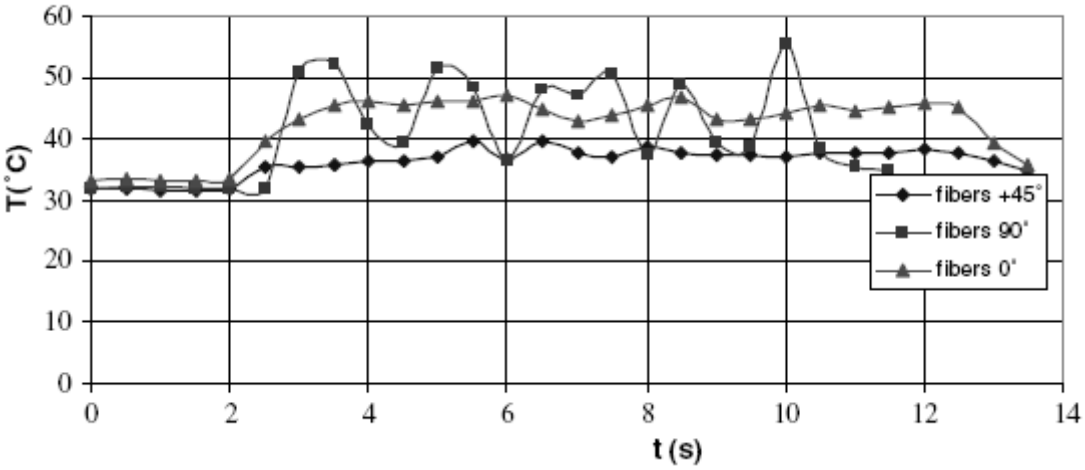


Figure 1. 10 Variation de la température pendant la coupe selon l'orientation des fibres [ZITO_05].

1.9.1 Caractérisation du flux thermique

L'action de l'outil sur la pièce provoque dans les zones de cisaillement primaire et sur la surface en dépouille, des phénomènes physiques d'amplitude considérable. Ces phénomènes consomment une puissance mécanique qui va être dégradée en énergie thermique. Ainsi, nous observons la création de la chaleur et l'apparition de flux de chaleur dans l'outil.
De nombreuses méthodes de mesure de température, au cours du procédé d'usinage, existent déjà dans la littérature. Il nous a paru important de les rappeler.
La complexité de l'étude des transferts thermiques dans l'outil de coupe et le progrès des dispositifs d'acquisition et de traitement des données permettent d'envisager des méthodes nouvelles pour modéliser le comportement thermique de l'outil.

1.9.1.1 Bilan thermique de la zone de coupe

L'aspect thermique de la coupe est abordé d'un point de vue expérimental par la détermination du flux de chaleur transmis dans l'outil. La méthode utilisée basée sur la résolution du problème inverse de conduction de la chaleur dans l'outil a été développée au laboratoire TREFLE-ENSAM [BATA_02]. L'énergie thermique, provenant de la dégradation de la puissance mécanique consommée par les phénomènes mécaniques mis en jeu dans la zone de coupe, est à l'origine de flux de chaleur. Les thermes sources générés dans la zone de coupe vont se répartir en donnant naissance aux flux suivants :

- flux de chaleur qui est évacué par le débris
- flux de chaleur dissipé dans l'outil
- flux de chaleur dissipé dans la pièce

Dans la zone de cisaillement primaire la répartition du flux est dépendante des paramètres de coupe et aussi des propriétés thermophysiques du matériau. Le transfert de chaleur dans la pièce et dans le copeau s'effectue principalement par transport et par diffusion alors que dans l'outil ce transfert n'a lieu que par diffusion.
Dans la littérature beaucoup de relations concernant la distribution du flux entre les différentes parties qui composent la zone de coupe sont données [CHAO_53, LEON_54, LOWE_54, RAPI_54, WEIN_55]. La validité de ces relations n'est pas toujours évidente en raison des hypothèses simplificatrices apportées à la modélisation étant donné le nombre important de configurations en coupe (couples outil – matière différents, paramètres de coupe différents).
Le modèle de modélisation des transferts de chaleur utilisé pour la zone de cisaillement primaire a été développé par Komanduri et Hou [KOMA_00, KOMA_01a, KOMA_01b]. Ce modèle est l'extension du modèle de Hahn [HAHN_51] et fait partie d'une trilogie qui traite la modélisation des transferts thermiques dans le procédé de coupe. La première partie [KOMA_00] est consacrée au calcul de la distribution de température dans la pièce et dans le copeau par la source de chaleur due au cisaillement.
Blok [BLOK_38] donne l'expression de la température atteinte sur la surface d'un solide, due à une source de chaleur de petites dimensions devant celles du solide. Jaeger [JAEG_42] donne des solutions analytiques pour le calcul de la température dans le cas de solides en contact glissant. A l'aide des résultats fondamentaux de Carlslaw, il

développe les solutions mathématiques pour différents cas de sources de chaleur. Les modèle de Blok et Jaeger ne sont pas directement appliqués à la thermique de la coupe. Toutefois, ils ont été utilisés, comme point de départ, par plusieurs auteurs qui ont travaillé sur les transferts de chaleur. A partir de ces modèles 'source' plusieurs courants sont nés pour la modélisation de la zone de cisaillement primaire :

- les auteurs qui considèrent la pièce et le copeau comme deux solides en contact glissant par rapport au plan de cisaillement. Ce plan est alors la source de chaleur relative au contact entre les deux solides [LEON_54, LOWE_54],
- les auteurs qui considèrent que la pièce et le copeau sont un seul et même solide avant et après le plan de cisaillement. Ce plan est alors considéré comme un plan mobile qui se déplace dans la matière modélisée par un milieu infini ou semi infini [HAHN_51, CHAO_53, KOMA_00].

Pour la modélisation de la zone de cisaillement primaire, Chao et Trigger [CHAO_53] utilisent les solutions de Jaeger pour la température due à une source de chaleur linéique instantanée. Ils considèrent que la température atteinte à un point M due à la source de chaleur du cisaillement primaire, dans le cas où la pièce est un milieu semi infini, est le double de celle atteinte dans le cas où la pièce est un milieu infini, avec une source d'intensité égale. Pour donner une valeur de la répartition de chaleur entre la pièce et le copeau, ils utilisent les travaux de Schmidt et Roubik qui considèrent, d'après leurs expériences, que 90% de la chaleur est évacuée par le copeau et 10% par la pièce.
Leone [LEON_54] modélise les transferts de chaleur dans la zone de cisaillement primaire de la façon suivante : le copeau se déplace sur la surface de la pièce avec une vitesse de coupe constante, et est formé à la vitesse V_{cop}. La chaleur créée par les phénomènes mécaniques dans la zone de cisaillement primaire est séparée en deux : une partie est dissipée dans la pièce et l'autre est évacuée par le copeau.
Rapier [RAPI_54] considère la pièce, l'outil et le copeau comme trois problèmes séparés.
Weiner [WEIN_55] propose une modélisation originale du cisaillement primaire. Les hypothèses supplémentaires de son modèle sont les suivantes :

a) la pièce est d'extension semi infinie,
b) les transferts de chaleurs sont bidimensionnels,
c) les surfaces libres de la pièce sont parfaitement isolées,
d) la vitesse du copeau est perpendiculaire au plan de cisaillement.

Molinari et Dudzinski [MOLI_92], Moufki [MOUF_98] modélisent le cisaillement primaire en couplant les équations de la mécanique et de la thermique à travers une loi de comportement.
Tay et al. [TAY_76] utilisent une méthode de discrétisation spatiale de type éléments finis pour modéliser la zone de coupe complète, dans le cas de la coupe orthogonale. Dans ces travaux, des essais d'usinage préalables sont nécessaires pour connaître les distributions de paramètres tels que le taux de contrainte, les efforts, etc.

1.9.1.1.1 Les méthodes de mesure existantes

Il existe de nombreuses méthodes pour accéder à la température moyenne sur l'arête de coupe [DAVIE_07]. Dans la littérature les méthodes de mesure se répartissent principalement en trois groupes : les mesures avec contact, les mesures sans contact et les mesures à posteriori.

Les mesures avec contact :

- avec un ou plusieurs thermocouples placés dans l'outil [ABRA_97, AY_94, AY_98, BARL_97, D'ERR_97]. Dans ce cas, on recherche à placer le (ou les) thermocouple(s) au plus prés de la zone sollicitée. Les mesures faites, dans ces configurations, sont délicates à interpréter.
- en utilisant le thermocouple outil – pièce [TRIG_63, MATS_87, HIRA_89, STEP_93]. Cette technique utilise le thermocouple naturel formé par la pièce et l'outil lorsqu'ils sont tous deux conducteurs électriques. Elle renseigne sur la valeur de la température moyenne à l'interface outil – matière, qui peut s'écarter de la température moyenne sur l'outil étant donnée la présence de la résistance thermique de contact glissant à l'interface.

Les mesures sans contact :

- par thermographie infrarouge (photographie sur papier sensible [BOOT_63] ou camera infrarouge [ABRA_97, AY_98, JASP_98], par cameras CCD/IR [M'SAO_98, M'SAO_99, M'SAO_04], ou à l'aide d'un pyromètre [HOFF_99]. Ces méthodes présentent plusieurs inconvénients. Tout d'abord, la nature métallique des matériaux utilisés conduit à de multiples réflexions sur toutes les surfaces, qui viennent perturber les mesures. L'émissivité des surfaces visées et la longueur d'onde sont aussi des inconvénients. La mesure de température par thermographie infrarouge ne peut donc être mise en oeuvre que dans des configurations spécifiques (coupe orthogonale) et ne fournit pas de mesure absolue de température.

Les mesures à posteriori :

- à l'aide de produits thermosensibles [LoCA_89, ROSS_71]. Le principe de ces produits est de changer de couleur à un niveau de température fixé et réglable selon la composition chimique du produit. Cette méthode permet donc de visualiser une isotherme de surface avec une résolution de l'ordre du micron. Il est quand même très difficile d'obtenir avec ce genre de méthode une température moyenne sur l'arête de coupe puisqu'un produit correspond à une température.
- à l'aide de l'analyse microstructurale des éléments [TREN_81, WRIG_78]. La connaissance des changements de phase et des transformations métallurgiques du matériau usiné ou de l'outil peut permettre de remonter aux isothermes après l'opération de l'usinage. Ce genre de méthode est peu utilisé car basé sur une corrélation thermo – structurale incertaine selon le type d'outil utilisé.

1.10 Modélisation de la coupe des composites

Les études sur la modélisation de la coupe des composites [WERN_95, BHAT_95, MAHD_01, AROL_97, PIQU_99, PIQU_00b] sont restées majoritairement centrées sur les efforts de coupe générés par l'outil sur le matériau. Comme pour l'étude de la coupe dans les matériaux homogènes, plusieurs de ces travaux restent dans une configuration de coupe orthogonale, de type 2D. Certains modélisent le matériau composite hétérogène sous la forme d'un matériau homogène équivalent.

Mahdi et al. [MAHD_01], dans une étude sur la coupe orthogonale d'un composite unidirectionnel, ont calculé les caractéristiques mécaniques du matériau homogène et orthotrope équivalent à partir des caractéristiques des composants proportionnellement à leurs taux respectifs, en tenant compte de l'orientation des fibres. Le modèle par éléments finis utilise le critère de rupture de Tsai-Hill. Arola et al. [AROL_97] utilisent la même démarche, mais distinguent deux modes de formation du copeau suivant l'orientation positive ou négative des fibres (cf. *figure 1.7*).

Wern et al. [WERN_95] ont utilisé deux matériaux modèles (fibres de cuivre ou de verre et matrice polyester). Ils parviennent à définir un modèle semi-empirique des efforts de coupe à partir des puissances spécifiques de coupe (puissance de coupe nécessaire par unité de volume), en utilisant une acuité d'arête de coupe parfaite. Leurs conclusions montrent que les puissances spécifiques de coupe des matériaux composites étudiés sont égales à la somme des puissances spécifiques de coupe proportionnelles de chaque composant (matrice, fibre et interface fibre/matrice).

Piquet [PIQU_99] dans son travail de thèse sur le perçage de plaques minces en carbone/époxy, propose un modèle analytique de calcul de l'effort critique de poussée pour éviter les délaminages en sortie de trou en fonction du nombre de plis restant à percer (plaque $[(90°/45°/0°/-45°)_3]_S$ de carbone/époxy) basé sur une approche énergétique (taux de restitution d'énergie critique en mode I). Associé à un modèle expérimental liant les conditions de coupe à l'effort de pénétration du foret, Piquet propose ainsi une procédure permettant le calcul de la vitesse maximum d'avance de forets en perçage permettant d'éviter les délaminages.

Selon Hocheng et Tsao [TSAO_05, HOCH_03, HOCH_06], et Lachaud et al. [LACH_01] on peut obtenir un modèle physique basé sur la valeur de l'effort de pénétration nécessaire pour traverser une plaque de matériau composite à partir des caractéristiques propres du matériau (module d'élasticité E, énergie critique de rupture en mode I, module de Poisson ν), de la forme d'application de la charge sur l'outil et des dimensions de celui-ci. Il s'avère intéressant de connaître la valeur de l'effort de l'outil sur le matériau pendant le perçage parce que cette valeur est fortement liée à la probabilité de l'apparition des endommagements (comme le délaminage du matériau) pendant le processus.

La propagation du délaminage dans un matériau composite est associée au mouvement de l'outil (dX) avec l'effort appliqué par celui-ci (F_A), et qui est donnée par l'équation d'équilibre énergétique du matériau :

$$G_{IC}dA = F_A dX - dU \tag{1.1}$$

où dU est l'énergie infinitésimale accumulée et dA est l'accroissement de la zone de délaminage.
L'effort critique tangentiel provoquant la propagation de fissures pendant la phase de délaminage en entrée, a été déterminé par Ho-Cheng et Dharan [Ho-CH_90], en supposant le matériau isotrope et l'effort tangentiel localisé au milieu de l'arête de coupe :

$$F_{T,crit} = k.\pi \sqrt{\frac{8.G_{Ic}E.H^3}{3.(1-\nu^2)}}.(1-\frac{h}{H})^{3/2} \tag{1.2}$$

, avec $F_{T,crit}$ l'effort tangentiel critique à partir duquel le délaminage en entrée apparaît, G_{Ic} le taux de restitution d'énergie critique en mode I, E le module d'Young longitudinal du matériau, ν le coefficient de Poisson, h l'épaisseur de composite restant à percer, H l'épaisseur du matériau, et k=f(μ, γ) une fonction du coefficient de frottement μ pièce/foret et de l'angle de coupe γ au niveau du bec de l'outil (égal à l'angle d'hélice en ce point). Cette relation ne prend pas en compte le caractère anisotrope du matériau.

De nombreux auteurs démontrent que le délaminage en sortie est le défaut majeur rencontré lors du perçage de plaques composites. Ce délaminage apparaît lorsque le foret se rapproche de la face de sortie de la pièce, l'épaisseur des couches non usinées est réduite, la diminution de raideur conduit au délaminage des derniers plis et à la rupture des fibres. Le foret est perpendiculaire au plan de la plaque en composite. La pièce, encastrée à ses extrémités, est donc sollicitée en flexion par un effort localisé perpendiculaire à son plan. Lorsque l'effort d'avance du foret atteint une valeur F_z critique, il se produit une décohésion entre deux plis (délaminage en sortie). Cette fissure est généralement initiée et se propage dans une zone riche en matrice. Pour les matériaux isotropes et les plis unidirectionnels, Ho-Cheng [Ho-CH_90] et Jain [JAIN_93] proposent une surface de fracture de forme elliptique dont le grand axe de l'ellipse est colinéaire au sens des fibres. Ces mêmes auteurs et Sadat [SADA_96] supposent que la surface de fracture est circulaire lorsqu'il s'agit de composites multidirectionnels comme les quasi-isotropes.

L'effort critique axial provoquant ce type de délaminage a été déterminé par différents auteurs :

- modèle de Ho-Cheng et Dharan [Ho-CH_90], supposant le matériau isotrope et l'effort axial localisé au centre du perçage :

$$F_{A,crit} = \pi \sqrt{\frac{8.G_{Ic}E.H^3}{3.(1-\nu^2)}}.(\frac{h}{H})^{3/2} \tag{1.3}$$

- modèle de Jain et Yang [JAIN_93], supposant le matériau anisotrope, l'effort axial localisé au centre du perçage, et un délaminage de forme elliptique dont le rapport du grand axe sur le petit axe est égal à a/b = $(D_{11}/D_{22})^{1/4}$,

$$F_{A,crit} = 3.\pi \sqrt[4]{\frac{D_{11}}{D_{22}}} \sqrt{2.G_{IC}.D_C^*} \tag{1.4}$$

avec

$$D_C^* = 2.D_{11} + \frac{2(D_{12}+2.D_{66})}{3}\sqrt{\frac{D_{11}}{D_{22}}}$$

- modèle de Lachaud [LACH_01], supposant le composite anisotrope, l'effort localisé au centre du perçage, et un délaminage de forme circulaire,

$$F_{A,crit} = 8.\pi \sqrt{\frac{2.G_{Ic}.D}{1-\frac{D'}{8.D}}} \tag{1.5}$$

Les coefficients D_{ij} sont ceux de la matrice de rigidité équivalente à la flexion de la théorie des stratifiés de Tsai.

Des modèles expérimentaux ont été proposés pour la détermination de l'effort de poussée dans le cas du perçage de matériaux métalliques. Le premier modèle a été développé par Tanguy [TANG_88], il a pour expression l'*équation 1.6* :

$$F_z = K \cdot K_f \cdot f \cdot D \quad \text{et} \quad M_z = K_m \cdot f \cdot D^2 \tag{1.6}$$

où F_z c'est l'effort de pénétration, M_z le moment généré par la coupe, f l'avance par tour, D le diamètre du foret, K un coefficient réducteur d'affûtage de la pointe du foret (adimensionné), K_f et K_m les coefficients spécifiques de coupe qui sont définis expérimentalement.

Le modèle A.S.M.E est donné par l'*équation 1.7* :

$$F_z = K_c \cdot f \cdot \left(\frac{D-d}{2}\right) \tag{1.7}$$

avec f l'avance par tour, D le diamètre du foret, d le diamètre d'un éventuel avant-trou et $K_c = C \cdot (f \cdot \sin\chi_r)^n \cdot (1+\sin\theta)$. Le coefficient ($n$) est dépendant du matériau usiné, θ est l'écart angulaire entre l'angle γ_n=14° (essais de référence) et l'angle γ_n effectif.

Le modèle de *Schlesinger* est donné par l'*équation 1.8* :

$$F_z = C_2 \cdot D^{\alpha 2} \cdot f^{\beta 2} \tag{1.8}$$

Les coefficients C_2, $\alpha 2$, $\beta 2$ sont déterminés expérimentalement et nécessitent de nombreux essais.
Le modèle de Schlesinger ne tient pas compte d'un éventuel avant-trou ni de la géométrie de la pointe de l'outil. Le modèle A.S.M.E permet de prendre en compte un avant-trou, mais ne tient pas compte de la géométrie de l'outil et la mesure délicate de γ_n rend difficile son utilisation. Le modèle développé par Tanguy [TANG_88] tient compte de la géométrie de l'outil, mais ne tient pas compte d'un éventuel avant-trou.

Les trois modèles tiennent compte de l'avance par tour *f*. De manière générale l'avance par tour *f*, la géométrie de la pointe du foret et plus particulièrement l'âme sont des paramètres ayant une influence sur les pressions de l'effort axial.

1.10.1 Analyse mathématique de l'effort de pénétration pour différents forets

1.10.1.1 Modèle de charge distribuée - Modèle de Piquet

La propagation de la fissure (délaminage) a globalement une allure elliptique mais dans le cas d'une plaque composite multidirectionnelle, Piquet [PIQU_99, PIQU_00b] note qu'il est raisonnable de considérer en première approche cette zone comme circulaire. Le mode de délaminage est supposé de type I correspondant à une décohésion de plis. Pour une séquence d'empilement multidirectionnelle, la zone délaminée est modélisée par une plaque mince circulaire orthotrope encastrée sur le bord et chargée transversalement. L'action de contact outil/plaque est modélisée par un chargement uniformément réparti de résultante F_Z (cf. *figure 1.11*). L'équation d'équilibre d'un élément de plaque s'écrit :

$$\frac{\partial^2 M_{xx}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 M_{yy}}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 M_{xy}}{\partial x \partial y} = -q \tag{1.9}$$

avec M_{xx}, M_{yy} et M_{xy} moments de flexion.

Les plaques de composite en carbone/époxy ont été réalisées par la technique autoclave à partir d'une nappe unidirectionnelle Fibredux 914/T300 (Hexcel). La séquence d'empilement des 24 plis est quasi-isotrope, les caractéristiques des plis sont : E_L=144000*MPa*, γ_{LT} = 0.3, E_T = 8700*MPa*, *h* = 0.125*mm* et G_{LT} = 4140*MPa*. La plaque délaminée est un stratifié dont les lois de comportement effort/déformation s'écrivent conforme *équation 1.10*.

$$\begin{Bmatrix} M_{xx} \\ M_{yy} \\ M_{xx} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{16} \\ D_{12} & D_{22} & D_{26} \\ D_{16} & D_{26} & D_{66} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} -\dfrac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} \\ -\dfrac{\partial^2 \omega}{\partial y^2} \\ -\dfrac{\partial^2 \omega}{\partial x \partial y} \end{Bmatrix} \tag{1.10}$$

Les coefficients *Dij* sont calculés en utilisant l'*équation 1.11* obtenue à partir de la théorie des stratifiés de Tsaï, les *n* couches *k* sont paramétrées par leur cote *Zk* par rapport au plan moyen de la plaque et *α* défini l'orientation angulaire du pli (cf. *figure 1.11*).

$$D_{ij} = \sum_{k=1}^{n} \left(\overline{Q}_{ij}\right)_k \left(\frac{Z_k^3 - Z_{k-1}^3}{3} \right) \tag{1.11}$$

avec $\overline{Q}_{ij} = \left[T^{-1}\right] \cdot [Q] \cdot [T]$

où

$$[Q]=\begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \text{ et } [T]=\begin{bmatrix} \cos^2\alpha & \sin^2\alpha & 2\sin\alpha\cos\alpha \\ \sin^2\alpha & \cos^2\alpha & -2\sin\alpha\cos\alpha \\ -\sin\alpha\cos\alpha & \sin\alpha\cos\alpha & \cos^2\alpha-\sin^2\alpha \end{bmatrix}$$

et les coefficients *Qij* sont définis par :

$$Q_{11}=\frac{E_L}{1-\gamma_{LT}\cdot\gamma_{TL}},\ Q_{22}=\frac{E_T}{1-\gamma_{LT}\cdot\gamma_{TL}},\ Q_{12}=\frac{\gamma_{TL}\cdot E_L}{1-\gamma_{LT}\cdot\gamma_{TL}}=Q_{12}=\frac{\gamma_{LT}\cdot E_T}{1-\gamma_{LT}\cdot\gamma_{TL}},\ Q_{66}=G_{LT}$$

donnés par les coefficients élastiques du matériau dans les directions longitudinales (*L*) et transversales (*T*) de la fibre.

La solution donnée par Piquet pour le déplacement vertical est :

$$\omega(r)=\frac{q(a^2-r^2)^2}{64D} \tag{1.12}$$

où $q = F_Z / (\pi a^2)$ et $D = (3D_{11} + 2D_{12} + 4D_{66} + 3D_{22}) / 8$.

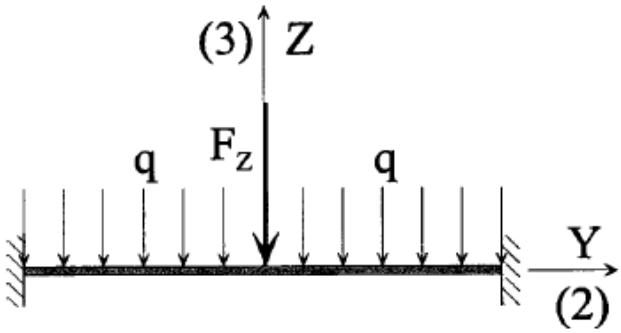


Figure 1. 11 Modélisation de la plaque circulaire mince [PIQU_00b].

L'obtention de l'effort critique du délaminage est effectuée par l'application du théorème des travaux virtuels :

$$\delta W=\delta U+\delta U_d \tag{1.13}$$

où δW est le travail virtuel effectué par l'effort de l'outil F_Z, δU la variation virtuelle de l'énergie de déformation de la plaque et δU_d la variation virtuelle de l'énergie de délaminage.

L'énergie de déformation de la plaque circulaire est donnée par l'*équation 1.14*.

$$2U = \int_S \left[M_{xx} \frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} + M_{yy} \frac{\partial^2 \omega}{\partial y^2} + 2M_{xy} \frac{\partial^2 \omega}{\partial x \partial y} \right] ds \tag{1.14}$$

Le travail virtuel des efforts extérieurs correspondant au travail de la charge répartie q :

$$W = \int_0^{2\pi} \int_0^a q r \omega(r) dr d\theta \tag{1.15}$$

L'énergie de délaminage U_d est déterminée à partir du produit du taux de restitution d'énergie critique en mode I (G_{IC}) par la surface de fracture, supposée ici circulaire :

$$U_d = G_{IC} \cdot S \tag{1.16}$$

Si l'on introduit les termes développés dans l'*équation 1.13*, qui doit être vérifiée quelle que soit la variation virtuelle de rayon (δa), on obtient l'expression de l'effort critique de délaminage :

$$F_z = 8\pi \sqrt{\frac{G_{IC} D}{1/3 - D'/(8D)}} \tag{1.17}$$

où $D = (3D_{11} + 2D_{12} + 4D_{66} + 3D_{22}) / 8$ et $D' = (D_{11} + D_{22}) / 2 + (D_{12} + D_{66}) / 3$.

1.10.1.2 Modèles de Hocheng et Tsao

<u>Modèle de charge ponctuelle</u>

Hocheng et al. [HOCH_03] notent c le diamètre de l'outil, H l'épaisseur de la pièce à percer, h l'épaisseur de la pièce non coupée sous la charge de l'outil, X le déplacement et a le rayon de délaminage (cf. *figure 1.12*).

Le modèle est basé sur un comportement isotropique et une pure décohésion fibre/matrice du composite pour une charge concentrée sur une zone circulaire. L'énergie stockée U est donnée par l'*équation 1.18*.

$$U = \frac{8\pi \cdot M \cdot X^2}{a^2} \tag{1.18}$$

où $M = \dfrac{E \cdot h^3}{12(1-\nu^2)}$ et $X = \dfrac{F_a \cdot a^2}{16\pi \cdot M}$

L'effort axial F_a au début de la propagation du délaminage peut être obtenue par :

$$F_a = \pi \sqrt{32 G_{IC} M} = \pi \sqrt{\frac{8 G_{IC} E h^3}{3(1-\nu^2)}} \tag{1.19}$$

Pour éviter le délaminage l'effort axial expérimental, qui est directement lié aux propriétés du matériau et l'épaisseur de la pièce non coupée (*h*), ne doit pas dépasser cette valeur.

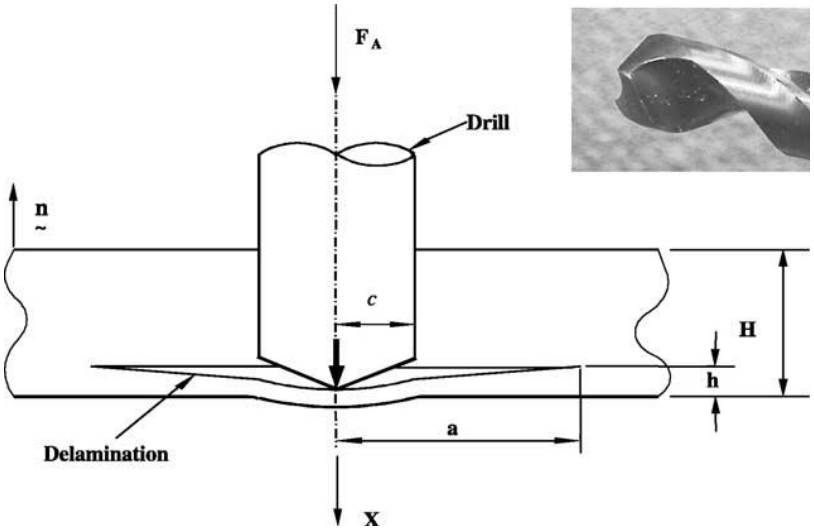


Figure 1. 12 Modélisation d'une plaque circulaire pour l'analyse du délaminage pendant une opération de perçage avec un foret hélicoïdal [HOCH_03].

Modèle avec 2 points de charge à la périphérie

Dans le cas de ce modèle on doit prendre en considération dans les calculs le rayon de l'outil (*c*) en maintenant toutes les affirmations données par Hocheng et al. [HOCH_03] dans le modèle précédent. Ce type d'outil sans âme centrale, qui ressemble plutôt à une fraise, doit avoir en théorie une meilleure qualité de surface usinée, parce que l'effort axial est distribué sur la périphérie et peut produire moins de délaminage que pour un outil hélicoïdal classique.

L'effort axial critique F_S au début de la propagation du délaminage peut être calculé avec l'*équation 1.20*.

$$F_S = \pi\sqrt{\frac{32G_{IC}M}{1-2s^2+s^4}} \tag{1.20}$$

où $s = c/a$.

Selon Tsao et al. [TSAO_05] le choix de la présence d'une plaque de renforcement sur la face de sortie du matériau peut être expliqué par l'apparition d'un effort opposé à l'effort effectué par l'outil. La plaque de renforcement va éliminer la flexion des dernières couches et donc le délaminage. Pour vérifier l'effet de la présence de ce renforcement les auteurs utilisent le même type de foret et développent un modèle avec un effort opposé tout comme précédemment. Dans ce cas, avec une plaque de renforcement en sortie du matériau, l'effort de pénétration est donné par l'*équation 1.21*.

$$F_{SF} = \sqrt{\frac{1-2s^2+s^4}{2s^2|\ln s|}} \tag{1.21}$$

avec le même paramètre *s* que celui de l'*équation 1.20*.

Modèle avec 3 points de charge

L'obtention de l'effort effectué par un outil en forme C (multi facial) se base sur le principe de superposition des charges : $F_C = p_1 + p_2$, où F_C est l'effort de pénétration, $p1$ et $p2$ sont les charges centrale et à la périphérie respectivement. Si la charge à la périphérie est directement proportionnelle à la charge centrale ($p_2 = \alpha\, p_1$), le calcul final du bilan énergétique nous permet d'obtenir la charge centrale et l'effort total axial F_C est donné par l'*équation 1.22*.

$$F_C = \pi(1+\alpha)\sqrt{\frac{32G_{IC}M}{1+\alpha^2(1-2s^2+s^4)}} \tag{1.22}$$

Modèle avec un outil étagé

L'outil étagé par définition a deux diamètres. Hocheng et al. [HOCH_06] ont noté *2b* le petit diamètre et *2c* le grand diamètre. En suivant les étapes indiquées par Hocheng et al. [HOCH_03] la croissance du délaminage peut se diviser dans trois parties :
(1) Début de la rupture due aux efforts axial et celui exercé par l'hélice du foret.
(2) Rupture due seulement à l'effort exercé par l'hélice.
(3) Le foret sort du matériau et il produit une zone de charges distribuées symétriquement à la périphérie du trou.

L'effort généré s'exprime alors comme suit :

$$F_T = \frac{\sqrt{2}\pi}{1-\nu}\left[\frac{32G_{IC}M\{(1-\nu)+2(1+\nu)\xi^2\}^2}{(1+\nu)\{2(1-\nu)(1+2\nu^2)-(12-4\nu+3\nu^2+3\nu^3)\xi^2-8(1+3\nu)\xi^2\ln\xi\}}\right]^{1/2} \tag{1.23}$$

où $\xi = b/c$.

Modèle avec un outil usé

En se basant sur les mêmes étapes que dans les intégrations précédentes de l'équation du bilan énergétique du matériau (cf. *équation 1.1*), Tsao et al. [TSAO_07b] prennent en compte l'usure de l'outil hélicoïdal. Ce n'est plus un modèle de charge ponctuelle parce que la charge *q* est distribuée dans une zone circulaire de rayon *b*. Pour mener à bien les essais les auteurs utilisent un matériau composite de *6mm* d'épaisseur avec une séquence $[0/90]_{12S}$. Le composite a été réalisé par la technique autoclave (150°*C* et 600*KPa*) avec des propriétés mécaniques : fraction volumique de la fibre de *0.55*, module d'élasticité E_1 = 18.4*GPa*, G_{IC} = 140*J/m*^{2} et ν=0.3. Tous les essais sont effectués avec un outil en acier rapide de 6*mm* de diamètre avec un angle de pointe de *118*° et à des vitesses de rotation de 1000, 1500 et 2000*tr/min* et des vitesses d'avances de 10, 15 et 20*mm/min*.

L'effort axial exercé par l'outil selon son niveau d'usure est donné par l'*équation 1.24*.

$$F_W = \pi \sqrt{\frac{32 G_{IC} M}{1 - 1/2\xi}} \tag{1.24}$$

La surface de l'usure est définie par les deux dimensions *i* et *j*, d'où le rayon d'outil *b* est défini comme une fonction entre les deux dimensions comme suivant :

$$b = \sqrt{\frac{ij}{\pi}} \tag{1.25}$$

Les auteurs définissent un facteur axial *Z* comme :

$$Z = \frac{F_{\exp}}{F_W} \tag{1.26}$$

où F_{exp} est l'effort axial expérimental et F_W l'effort axial qui est exercé par un outil usé (cf. *équation 1.24*).
Le modèle de Tsao et al. [TSAO_07b] donné par l'*équation 1.24* n'inclut pas des facteurs de perçage très importants comme l'*avance* et la *vitesse de rotation*.

Si on compare les analyses effectuées par Piquet et al. [PIQU_00b] et ceux par Hocheng et al. [HOCH_03] on peut voir que le modèle de charge ponctuelle s'éloigne des résultats expérimentaux (cf. *équation 1.19*), tandis que le modèle de charge distribué basé sur l'effort de délaminage s'adapte mieux aux phénomènes qui apparaissent pendant le perçage du matériau composite (cf. *équation 1.17*), si le nombre de couches ne dépasse pas une certaine valeur.

La *figure 1.13* donne la courbe d'efforts critiques de délaminage des modèles pour notre matériau T800/914 utilisée lors de essais.

L'ordre de grandeur de l'effort nécessaire pour délaminer l'avant dernier pli est de 280*N* (modèle Piquet) et 103*N* (modèle Jain), et pour délaminer le dernier pli de 85*N* (modèle Piquet), 54*N* (modèle Lachaud) et 98*N* (modèle Jain). Ces efforts sont relativement raisonnables, en tenant compte que le modèle de Piquet utilise, lors de la validation expérimentale, un foret sans rotation et avec juste une vitesse de translation de 1*mm/min*. Donc l'effort critique F_z est plus élevé pendant la coupe. La plupart des modèles sont obtenus pour des plaques minces de composite. Il est à noter que le délaminage peut-être fortement limité si les deux dernières couches ont une désorientation maximale de 90° (écart angulaire). Dans ce cas la valeur de G_{Ic} est maximale et donc l'effort critique F_z est plus élevé.

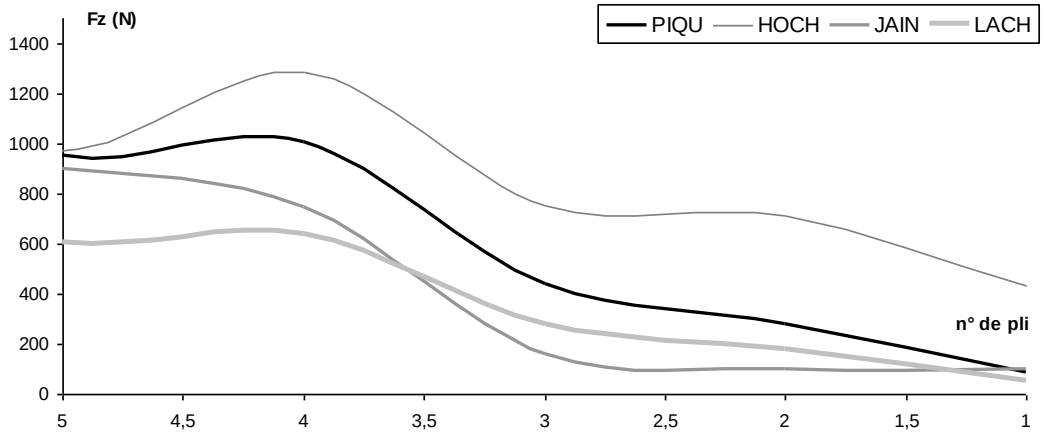


Figure 1. 13 Evolution de l'effort critique F_z pour le matériau T800/914.

1.11 Conclusion

Les remarquables propriétés du composite carbone/époxy permettent leur utilisation dans le domaine aéronautique où le matériau est soumis à des sollicitations extrêmes. Le fort couplage entre les phénomènes mécaniques et thermiques fait de l'usinage un processus très complexe. La configuration de coupe orthogonale, par l'hypothèse d'un état de déformation plane q'elle amène, permet de simplifier l'analyse du processus. Mais les composites sont difficiles à usiner, principalement à cause de l'usure rapide des outils de coupe. Le développement de nouveaux matériaux (PCD) a permis l'augmentation de la durée de vie, mais leur prix est beaucoup plus élevé que celui des outils traditionnellement utilisés (carbures). L'utilisation de revêtements sur les outils carbures peut protéger plus efficacement l'outil contre l'abrasion. En effet, leur adhérence sur le substrat de l'outil reste actuellement le point clef et très souvent est assez rapidement enlevé par le composite.

Ce chapitre vient de préciser les questions soulevées par l'usinage des composites à matrice thermodurcissable avec un renfort fibreux en carbone. Les problèmes tels que le choix d'outil, les paramètres de coupe optimaux, la dégradation des outils, les endommagements induits par la coupe ainsi que les mécanismes d'enlèvement de matière ont été largement étudiés. L'analyse des travaux de recherche s'intéressant aux liens entre conditions d'usinage et performances mécaniques a permis de dégager certaines tendances :

- il est clair que la coupe dégrade le composite, par des mécanismes bien identifiés : délaminage, microfissuration, dégradation thermique, arrachement de fibres. Cependant, ces endommagements n'influencent pas toujours sur le comportement mécanique des éprouvettes, cela dépend du mode de sollicitation. Si la rupture a lieu loin des zones usinées ou si elle s'initie en compression (fermeture des fissures), les effets sont faibles. Si la rupture s'initie au niveau des surfaces coupées, l'influence est significative, surtout si la rupture s'opère en traction transverse ou cisaillement ;
- en raison de l'hétérogénéité et de l'anisotropie des composites, ce sujet est beaucoup plus sensible que pour les matériaux métalliques ;

- en raison de la complexité des phénomènes impliqués par la coupe, seule une étude essai par essai pourra permettre de bien comprendre les enjeux.

Ces conclusions suggèrent des travaux complémentaires, susceptibles d'être intéressants. Les essais choisis par la suite de ce travail l'ont été en raison de leur utilisation courante par les industriels.

Telles sont les raisons qui ont motivé ce travail de thèse.

Chapitre II
Procédures Expérimentales

L'objectif de ce chapitre est d'expliquer les procédures expérimentales misent en place pour mettre en évidence les phénomènes qui se produisent pendant la coupe des composites. Ces phénomènes peuvent être influencés par:

- des paramètres technologiques : choix et performances de la machine-outil (stabilité, puissance,…), influence des paramètres de coupe (vitesse de coupe, vitesse d'avance,…),
- le choix de l'outil (géométrie, revêtement,…) et du composite (structure, spécificités,…),
- la nature de l'essai (observation, durée de vie, …).

2.1 Machines-outils utilisés

Trois machines-outils seront utilisées par la suite : une raboteuse, un banc de perçage et une machine outil 5 axes.

2.1.1 Raboteuse

Les expériences sont réalisées à l'aide d'une raboteuse GSP 2108 R.20 (cf. *figure 2.1*) instrumentée pour les besoins de l'étude.

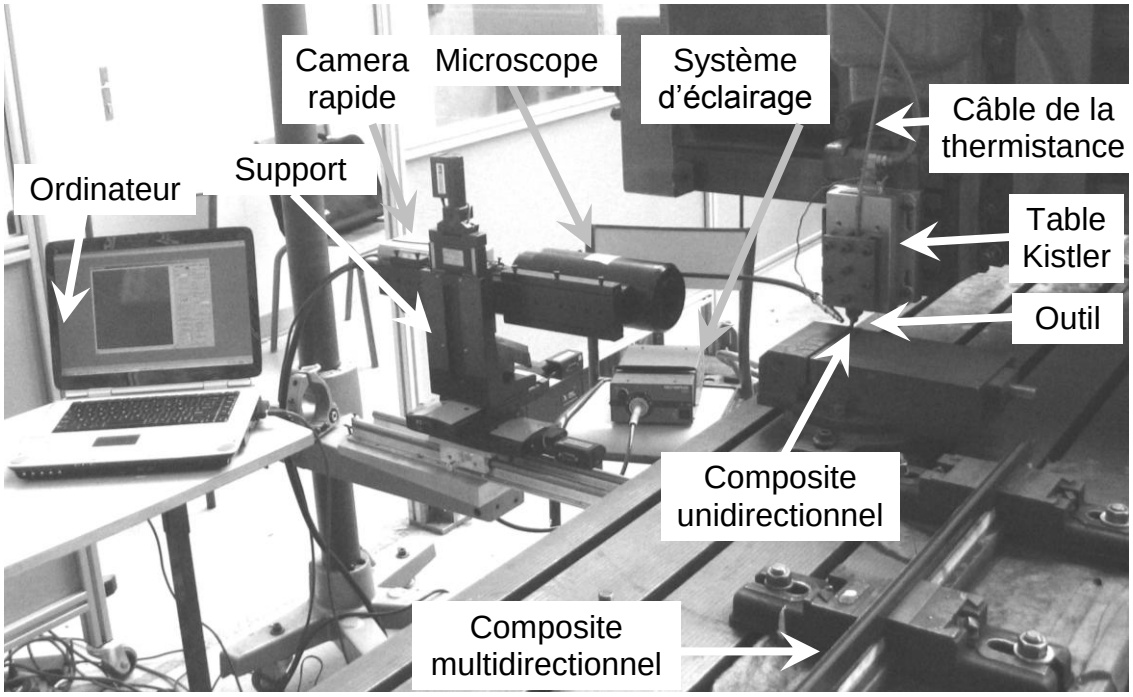


Figure 2. 1 Raboteuse GSP 2108 R.20.

Ses caractéristiques principales sont :

- vitesse de coupe : 6 à 60 m/min ;
- course maximale de la table : 2 m ;
- vitesse de retour : 6 à 60 m/min ;
- 2 axes de déplacement (manuel et automatique) ;
- Dimensions de la table : 2500/600mm.

2.1.2 Banc de perçage

Les essais ont été réalisés sur un banc rigide de perçage grande vitesse (cf. *figure 2.2*) instrumenté pour les besoins de l'étude.

Les caractéristiques principales du banc de perçage à grande vitesse sont :

- vitesse de rotation de la broche : 1000 à 42000 tr/min;

- vitesse d'avance maximale de la table INA : 30m/min;
- 1 axe de déplacement (axe X);
- course maximale de la table (axe X) : 300mm;
- puissance maximale : 14 kW ;
- diamètre maximal de l'outil : 25mm.

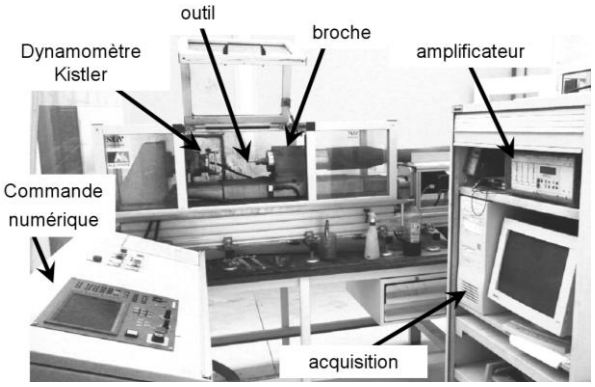


Figure 2. 2 Banc de perçage grande vitesse.

2.1.3 Machine 5 axes

Les essais de durée de vie des outils ont été réalisés sur un centre d'usinage à grande vitesse et à commande numérique *Fatronik Hera* (cf. *figure 2.3*) instrumenté pour les besoins de l'étude. La machine outil a cinq axes de déplacement : trois translations : X, Y, Z ; et deux rotations : A (autour de X) et B (autour de Y). Ses caractéristiques principales sont :

- cinématique hybride;
- vitesse de rotation de la broche : 1000 à 40000 tr/min;
- 5 axes de déplacement (axes : X, Y, Z, A, B);
- vitesse d'avance maximale pour les axes X et Y : 60m/min;
- vitesse d'avance maximale pour les axes Z, A et B : 120m/min;
- accélération maximale en axe X : 4m/s^2 ;
- accélération maximale en axe Y : 7m/s^2 ;
- accélération maximale en axe Z, A et B : 10m/s^2 ;
- course maximale de la machine en axe X : 2000mm (avec une course supplémentaire de 380mm);
- course maximale de la machine en axe Y : 1500mm ;
- course maximale de la machine en axe Z : 650mm ;
- course en axe A et B : -30° à +30° ;
- puissance maximale : 40 kW ;
- diamètre maximal de l'outil : 25mm ;
- longueur maximale d'outil d'environ 300mm.

La machine-outil 5 axes, qui peut être appelée aussi comme une unité robotisée de perçage et fraisage des pièces aéronautiques, contient plusieurs éléments importants :

- broche *GMN* à grande vitesse *HCS 200* avec cône *HSK50*, changeur d'outils automatique et lubrification (l'huile et/ou l'air) par le centre et/ou par l'extérieur ;
- commande numérique *CNC SIEMENS SINUMERIK 840D* ;
- acquisition des courants et puissances consommés par les différents moteurs ;
- tête fixée aux 3 chariots (déplacement linéaire) par l'intermédiaire de rotules;
- table verticale à structure tubulaire soudée avec des trous filetés et à chevilles pour fixer les pièces à usiner ;
- système d'aspiration de la poussière de composite *Aire Teknika 21 S.L.* : la poussière aspirée va être séparée de l'air dans une chambre de filtrage avec des filtres à manche *Jet - Line* et déchargée dans un bac de récupération (débit transporté de $785m^3/h$ et la turbine de l'aspirateur fonctionne à *3000tr/min*) ;
- magasin d'outils : 5 outils à cône *DIN 69893 HSK E50*.

Figure 2. 3 Machine outil 5 axes FATRONIK HERA.

2.2 Instrumentation des machines outils

2.2.1 Instrumentation de la Raboteuse

L'objectif du dispositif en coupe orthogonale est de proposer une méthode de détermination des paramètres de contact basée sur l'expérimentation. Le choix du rabotage c'est fait pour une meilleure compréhension de la coupe. Le rabotage est le seul processus de coupe véritablement maîtrisé du point de vue expérimental et fournit une configuration de coupe orthogonale idéale. Le dispositif présente également l'avantage de dégager un espace suffisant autour de l'outil et de la pièce propice à l'observation de la formation du copeau à l'aide d'une caméra vidéo rapide. Ces observations sont difficiles à réaliser surtout à cause de la poussière du composite qui empêche la visualisation de la formation du copeau (débris).

L'étude bibliographique a souligné les principales sources d'endommagement des matériaux composites à matrice polymère renforcés de fibres au cours de l'usinage, à savoir les efforts de coupe avec les risques de délaminage et de fissuration, et les

températures atteintes par le matériau composite pendant l'usinage. L'instrumentation de la zone de coupe, les moyens d'analyse et d'observation des surfaces usinées faciliteront la compréhension des phénomènes mis en jeu et des endommagements créés par l'opération de rabotage.

2.2.1.1 Mesure des efforts de coupe

La mesure des efforts de coupe en cours d'usinage consiste en une chaîne d'acquisition composée d'un dynamomètre Kistler 9257B à 4 capteurs piézo-électriques et d'un amplificateur de charge Kistler 5019A à trois canaux (cf. *figure 2.4*). Le dynamomètre à quartz trois composantes peut ainsi mesurer les composantes F_x, F_y et F_z. Ces composantes représentent les efforts exercés sur la pièce dans le repère fixe du capteur. Les principales caractéristiques du dynamomètre Kistler 9257B sont indiquées dans le *tableau 2.1*.

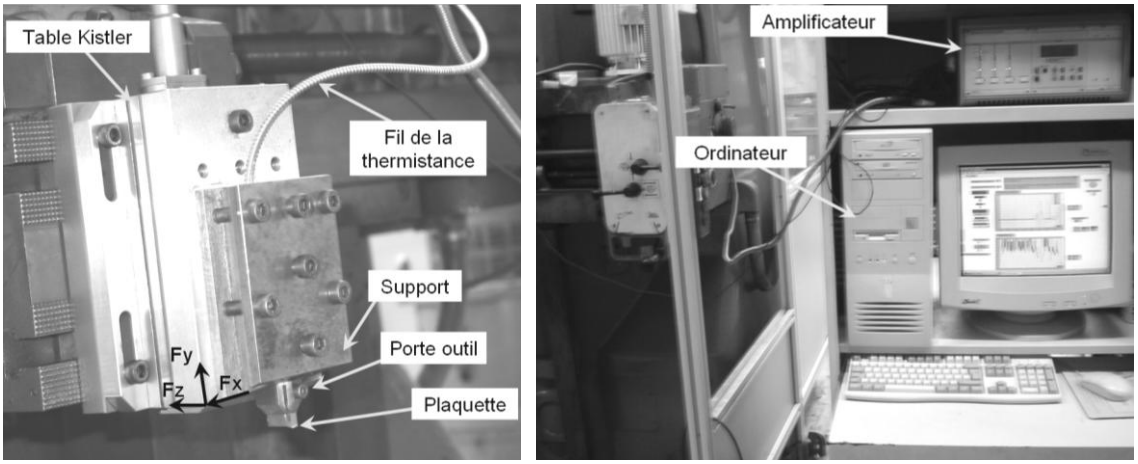


Figure 2. 4 Chaîne d'acquisition pour la mesure des efforts de coupe en coupe orthogonale.

Direction de la composante	Gamme de mesure (*kN*)	Seuil de réponse (*N*)	Sensibilité (*pC/N*)	Rigidité (*kN/µm*)
X	-5 à 5	< 0,01	≈ –7,5	> 1
Y	-5 à 5	< 0,01	≈ –7,5	> 1
Z	-5 à 10	< 0,01	≈ –3,7	> 2

Tableau 2. 1 Caractéristiques du dynamomètre *Kistler 9257B***.**

Les cristaux de quartz engendrent une charge électrique proportionnelle à la sollicitation mécanique. L'amplificateur de charge amplifie le signal du capteur et convertit la charge électrique en une tension proportionnelle. Le seuil de réponse représente la plus petite variation de la grandeur de mesure qu'il soit encore possible d'enregistrer dans la gamme la plus sensible, le signal correspondant étant deux à trois fois supérieur au bruit de fond d'un amplificateur de charge normal. En pratique cette valeur (par exemple -3,7pC/N, où 1pC (pico Coulomb) = 10^{-12}C) n'a d'intérêt que pour les mesures dynamiques, lors de phénomènes quasi statiques elle ne peut pas être atteinte.

L'acquisition et le traitement des signaux correspondant à chaque composante F_x, F_y et F_z de la résultante de l'effort de coupe sont effectués sous Labview. La composante F_x représente l'effort F_{ap} (dans la direction latérale perpendiculaire à la direction de coupe), la composante F_y l'effort d'avance F_h (dans la direction verticale perpendiculaire à la direction de coupe) et la composante F_z l'effort de coupe F_c (dans la direction horizontale parallèle à la direction de coupe). Un relevé des efforts correspondants à l'usinage en coupe orthogonale (en rabotage) d'un composite multidirectionnel est donné en *figure 2.5*. Ce sont ces efforts qui seront utilisés dans cette étude pour analyser les phénomènes mis en jeu pendant la coupe.

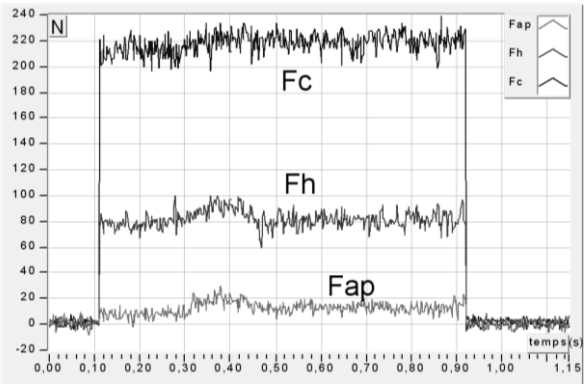


Figure 2. 5 Relevé des efforts de coupe pendant la coupe orthogonale.

2.2.1.2 Mesure de la température

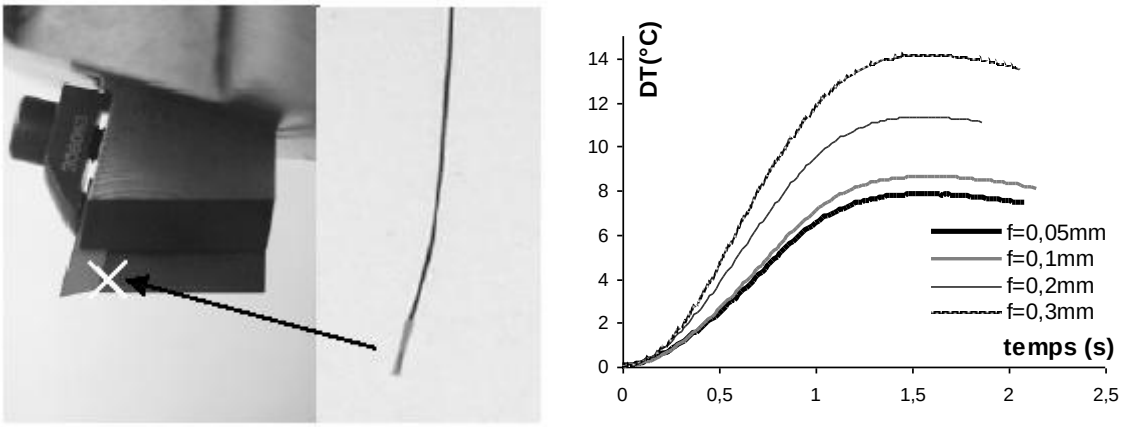
L'aspect thermique de la coupe orthogonale est abordé d'un point de vue expérimental par la détermination du flux de chaleur transmis dans l'outil. La méthode utilisée basée sur la résolution du problème de conduction inverse de la chaleur dans l'outil a été développée au laboratoire TREFLE-ENSAM, [BATA_02].

A partir de la mesure de la température en un point de l'outil situé proche de la plaquette, il est possible à travers le modèle inverse de remonter au flux de chaleur transmis dans l'outil. Le capteur qui fournit la valeur de la température est une thermistance placée juste derrière la plaquette dans le corps de l'outil (cf. *figure 2.6 a)*).

2.2.1.2.1 Mise en place de la thermistance

Les thermistances sont composées d'un tube fin de polyamide de diamètre 0,47mm et de longueur 4mm rempli d'époxy. Les petites dimensions de la micro résistance permettent un chauffage local correspondant à l'aire de contact entre le copeau et l'outil. Le flux dans l'outil correspond à la puissance électrique fournie à la résistance. Ces petites dimensions confèrent une faible inertie et donc un temps de réponse rapide de l'ordre de 250*ms*. Le logement des micro-thermistances est réalisé par électroérosion et les thermistances sont maintenues fixes (le plus près possible de la face de coupe, cf. *figure 2.6 a)*) à l'aide d'un adhésif époxy mono composant chargé d'argent d'excellente conductivité thermique. La mesure de la résistance au cours du temps consiste à envoyer un courant constant dans le capteur et à mesurer la tension correspondante à ses

bornes. L'intervalle de mesure de température de la thermistance est compris entre –50°*C* et 150°*C*. La sensibilité de cette thermistance est de l'ordre d'une dizaine de mV, soit donc mille fois plus grande qu'un thermocouple. Le rapport signal sur bruit est donc bien plus élevé que pour le thermocouple. Dans le cas de la thermistance, les dimensions du capteur sont du même ordre de grandeur que la distance arête de coupe – capteur. Il est donc nécessaire de prendre en compte la dynamique du capteur, ce qui est une propriété de l'identification de système.



a) b)

Figure 2. 6 Mesure de la température : a) outils instrumentés avec position de la thermistance, b) relevés de la température pendant la coupe orthogonale.

L'acquisition et le traitement du signal correspondant à la température sont effectués sous Labview. Un relevé de la température fourni par la thermistance, de laquelle on élimine la température ambiante, est donné dans la *figure 2.6 b)*. Le relevé correspond à l'usinage en coupe orthogonale (rabotage) d'un composite multidirectionnel avec un outil de type K20 (V_c=60*m/min*, angle de coupe α = 30°, différentes avances *f*, longueur de coupe L_c = 11,6m).

2.2.1.2.2 Principe du modèle inverse

L'approche inverse nécessite d'une part d'instrumenter l'outil pour mesurer la température en un ou plusieurs points éloignés de l'arête de coupe. D'autre part, il est nécessaire d'établir un modèle précis du transfert de chaleur dans l'outil afin de lier le flux sur l'arête de coupe à la température aux différents points de mesure.
Le transfert de chaleur dans l'outil est tridimensionnel et la géométrie de l'outil est complexe et très variable, selon le type d'outil. Une solution analytique ne peut être que très approximative car basée sur des approximations, sur la géométrie et sur le modèle. L'outil de coupe est constitué de plusieurs éléments, qui sont fait dans des matériaux différents dont les propriétés thermiques sont, la plupart de temps, inconnues.
Il est donc difficile de modéliser rigoureusement les transferts de chaleur dans l'outil.
A partir de la mesure de la température T_c en un point de l'outil situé proche de la plaquette, il est possible à travers le modèle inverse de remonter au flux de chaleur $\Im$ transmis dans l'outil. La fonction de transfert *F*, qui relie le flux thermique $\Im$ dans

l'outil à la température T_c du capteur ($\overline{T}_c(s) = F(s) \cdot \overline{\Im}(s)$), est choisie de la forme fractionnelle suivante :

$$F(s) = \frac{\sum_{k=L_0}^{L} \beta_k \cdot s^{\xi \cdot k}}{\sum_{k=M_0}^{M} \alpha_k \cdot s^{\xi \cdot k}}, \qquad \alpha_{M_0} = 1, \quad \xi = \frac{1}{2}, \tag{3.1}$$

Le modèle s'exprime alors dans le domaine temporel de la manière suivante :

$$\sum_{k=M_0}^{M} \alpha_k \cdot D^{\xi \cdot k} \cdot T_c(t) = \sum_{k=L_0}^{L} \beta_k \cdot D^{\xi \cdot k} \cdot \Im(t) \tag{3.2}$$

$D^{\alpha} \cdot f(t) = \frac{d^{\alpha} \cdot f(t)}{dt^{\alpha}}$ ($\alpha \in IR$) désigne la dérivée non entière d'une fonction *f(t)*. Les bornes des sommes (M_0, M, L_0, L) dépendent essentiellement de la position du capteur.

2.2.1.2.3 Identification du modèle

Le capteur qui fournit la valeur de T_c est une thermistance placée juste derrière la plaquette dans le corps d'outil (cf. *figure 2.6 a)*). Les paramètres du modèle α_k et β_k doivent être identifiés pour chaque système constitué de l'outil, de la plaquette et de la thermistance (cf. *Annexe 1*). Cette identification se fait en laboratoire à partir de la mesure du flux de chaleur dans la plaquette et de la température de la thermistance $T_c(t)$ en régime transitoire. Dans le but de simuler les mêmes conditions thermiques qui ont lieu pendant l'usinage, la surface de coupe de l'outil est sollicitée par une micro résistance (5,7Ω) en platine sérigraphiée sur une plaquette d'alumine d'épaisseur 250μm. Les petites dimensions de la micro résistance et l'arrangement de la colle permettent un chauffage local correspondant à l'aire de contact entre le copeau et l'outil. Le flux dans l'outil correspond à la puissance électrique fournie à la résistance. Le principal avantage de la méthode est qu'il n'est pas nécessaire de connaître les propriétés thermiques et physiques des différents composants de l'outil. L'identification des paramètres tient également compte de l'influence des caractéristiques du capteur.
Nous avons précisé la difficulté de modéliser le transfert de chaleur dans l'outil de coupe, en raison de sa géométrie, de sa complexité et du manque des données thermiques sur les éléments qui constituent l'outil.

La méthode d'identification des paramètres (α_k, β_k) du modèle de comportement de l'outil, présente de nombreux avantages :

- Le modèle est indépendant de la dimension du transfert (1D, 2D, ou 3D)
- Pour établir ce modèle, il n'est pas nécessaire de connaître les valeurs des paramètres thermiques (diffusivité, conductivité, résistance de contact glissant, coefficient d'échange, émissivité).

- Les fonctions de sensibilité de la température par rapport aux paramètres (α_k, β_k) sont linéairement indépendantes. Ceci permet d'identifier ces paramètres par une méthode d'estimation linéaire. Toutefois, cette méthode reposant sur la minimisation de l'erreur de prédiction du modèle, elle introduit un biais d'estimation. La technique des variables instrumentales est donc utilisée.

En effet :

1. Cette approche se prête bien à la résolution du problème inverse.
2. Le modèle est identifié à l'endroit du capteur. Ce même capteur est ensuite utilisé dans la procédure de résolution du problème inverse, ce qui annule les incertitudes vis-à-vis de sa position dans l'outil. De plus, l'influence spatio-temporelle du capteur sur le transfert de chaleur est prise en compte lors de l'identification. Ceci est important quand les dimensions du capteur ne sont pas négligeables devant le temps de diffusion de la chaleur entre l'arête de coupe de l'outil et le capteur.
3. Les sollicitations connues, la convection entre les surfaces de la plaquette de l'outil et l'air ambiant par exemple, ne rentre pas en compte dans l'expression du modèle si on est sûr que leurs valeurs restent inchangées lors des phases de caractérisation de l'outil et d'inversion.

L'inconvénient majeur de l'identification du modèle est qu'il est nécessaire pendant la phase d'identification (phase de caractérisation de l'outil) de reproduire sur l'arête de coupe les conditions thermiques qu'elle subit pendant l'usinage. Nous devons donc imposer sur l'arête de coupe un flux de chaleur contrôlable et mesurable et ne pas introduire des comportements dynamiques (à cause du dispositif de chauffe) qui peut modifier la valeur du flux estimé lors de la résolution du problème inverse.
Nous avons constaté que ce modèle permet de reproduire correctement le comportement thermique de l'outil aux temps longs. Un nombre de paramètres très important s'avère par contre nécessaire pour s'approcher du comportement réel aux temps courts notamment lorsque le capteur, placé dans l'outil, est proche de la surface d'application de la sollicitation que l'on veut estimer, condition indispensable pour assurer la qualité de l'inversion.

2.2.1.3 Mesure de rugosité

Les relevés de rugosité de surface sont utilisés généralement comme indicateur de l'endommagement de celle-ci et de l'état d'usure de l'outil. La qualité de l'état de surface de l'usinage peut influencer les performances mécaniques des pièces dans leur utilisation finale. Dans cette étude, les profils de surface ont été effectués par un profilomètre Taylor-Hobson portable et par un profilomètre optique Veeco Wyko NT 1100.

2.2.1.3.1 Rugosimetre

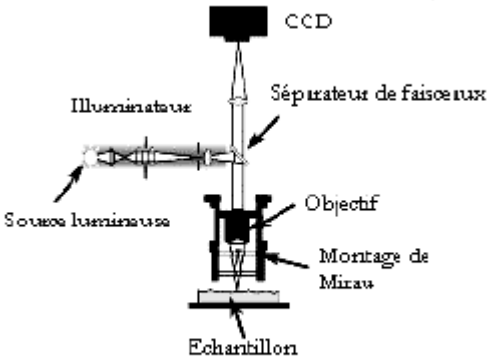
Le profilomètre est constitué d'un capteur équipé d'une pointe de diamant avec un rayon d'extrémité $2\mu m$, se déplaçant linéairement sur la surface. La longueur de palpage est de 4mm et de $12mm$ (la longueur de base correspond respectivement à $0{,}8mm$ et à $2{,}5mm$). Pour le composite unidirectionnel, la rugosité, caractérisée par la valeur de Ra, est

mesurée dans le sens de la direction de coupe de l'outil. Par contre pour le composite multidirectionnel la rugosité Ra est mesurée dans le même sens et en plus dans le sens perpendiculaire (transversal) à la direction de coupe de l'outil.

2.2.1.3.2 Profilométrie optique

Microscopie interférentielle

L'interférométrie par lumière blanche est une technique qui permet d'obtenir sans contact le relief d'une surface et la mesure de sa rugosité avec une grande précision. Le profilomètre optique utilisé est un Veeco Wyko NT 1100 (cf. *figure 2.7 a)*).



a) b)

Figure 2. 7 Système d'interférométrie à lumière blanche : a) Profilomètre optique b) Schéma conventionnel d'un interféromètre à lumière blanche (balayage vertical).

Le système optique est constitué d'une source de lumière blanche, d'un objectif interférométrique, d'une caméra CCD et d'un porte-échantillon permettant un mouvement vertical (cf. *figure 2.7 b)*). Une lumière blanche passe à travers un séparateur de faisceau qui dirige la lumière sur la surface de l'échantillon et sur un miroir de référence. Quand les deux surfaces réfléchissent la lumière, un motif d'interférence est formé (franges). La surface de l'échantillon est balayée verticalement (du haut vers le bas) et le réseau de franges est enregistré dans chaque plan focal. Un calculateur détermine la hauteur à partir de la position de l'échantillon et de la position des franges.
Il est possible de mesurer des hauteurs verticales allant de quelques nanomètres à plusieurs millimètres avec une vitesse d'acquisition de quelques secondes à quelques minutes. Les zones analysées vont de 70 µm² (grossissement G=75) à 2 mm² (G=2,5). Comme la résolution verticale est indépendante du grossissement choisi, nous préservons une grande résolution même pour des surfaces analysées relativement larges.

L'analyse par l'interférométrie est donc très intéressante pour les observations de la surface usinée des composite. Avec cette analyse on peut obtenir des profils de surface en 2D et en 3D (cf. *figure 2.8*).

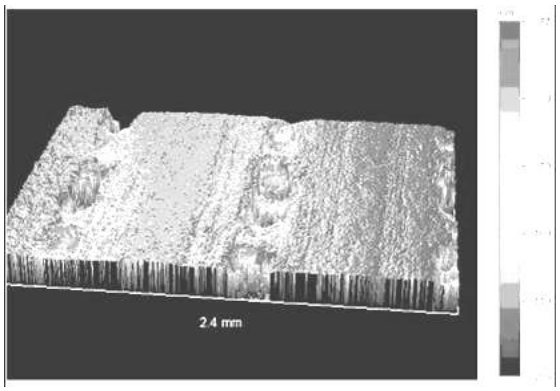


Figure 2. 8 Profil 3D d'une surface usinée d'un composite multidirectionnel.

Avec l'analyse par l'interférométrie par lumière blanche on peut aussi obtenir des observations des surfaces (face de coupe et en dépouille) des outils (plaquettes) en coupe orthogonale car elle permet de caractériser des formes de l'usure par abrasion (cf. *figure 2.9*).

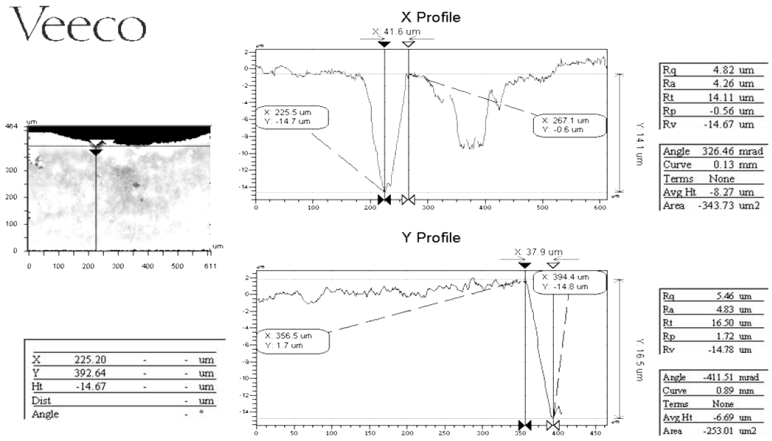


Figure 2. 9 Profil 2D de la face de coupe d'un outil en coupe orthogonale.

2.2.1.4 Observation par Camera rapide

Parce que le processus de coupe est un phénomène très rapide, l'observation de la formation des débris en cours d'usinage est très difficile. Dans ce domaine, les deux techniques expérimentales les plus utilisées sont l'essai de coupe interrompue ou «Quick-stop» et l'utilisation d'une caméra vidéo rapide.
La première technique est utilisée plutôt pour la coupe des métaux. Cette technique est très intéressante pour obtenir une micrographie du copeau en formation mais nécessite un dispositif spécial d'arrêt de la coupe qui modifie quand même la cinétique de la coupe et la géométrie du copeau.
Dans notre étude, nous avons choisi d'observer la coupe à l'aide de la vidéo rapide. L'obtention d'images nettes et avec suffisamment de contraste demande de réaliser un compromis difficile entre la vitesse d'acquisition, la résolution des images et l'éclairage.

C’est pourquoi la plupart des enregistrements effectués à l’aide de cette technique s’opèrent dans le domaine des très faibles vitesses de coupe.
Toutefois, l’objectif de cet étude est d’acquérir une image du copeau en formation à des vitesses de coupe relativement élevées (60*m/min*) représentatives des vitesses de coupe utilisées dans l’industrie (notamment en perçage).
Le dispositif est constitué d’une caméra vidéo rapide *Phantom v4* couplée à un microscope longue distance *Questar QM-100* (cf. *figure 2.1*) qui permet d’observer une surface de *2×2mm*. Cette dimension autorise la visualisation de la formation du copeau dans son intégralité.

2.2.2 Instrumentation du Banc de perçage

Le banc de perçage employé est équipé d’une broche à grande vitesse *FISHER-MFW 1230/42* (*HSK E40*) (cf. *figure 2.10*) entraînée en rotation par un moteur asynchrone à quatre pôles capable de délivrer une puissance importante (voir caractéristiques en *paragraphe 2.1.2*). Le déplacement axial de la broche est assuré par un moteur à courant continu, qui déplace la table sur laquelle est fixée la broche. Un système de Commande Numérique (*CN*) *HEIDENHAIN TNC 124* permet le pilotage de la broche en rotation et de la table en déplacement axial. Ceci permet de reproduire raisonnablement les conditions de perçage souhaitées.

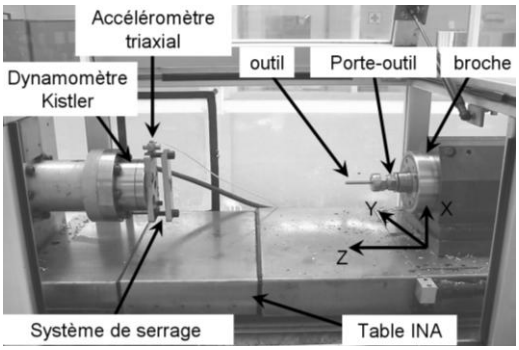


Figure 2. 10 Instrumentation du banc de perçage.

2.2.2.1 Mesure des efforts de coupe et du couple de perçage

La chaîne d'acquisition est composée d'un dynamomètre Kistler 9272 et d'un amplificateur de charge Kistler 5019A à trois canaux. Le dynamomètre Kistler 9272 à cristaux de quartz et à quatre composantes peut mesurer le couple M_z (autour de l’axe Z) et les trois composantes orthogonale de la force F_x, F_y et F_z. L'acquisition et le traitement des signaux correspondant à chaque composante F_x, F_y et F_z et au couple M_z sont effectués sous *Labview*. Le dynamomètre est monté de telle façon que la composante F_z soit celle correspondant à l’effort de pénétration lors de l’opération de perçage. Donc la composante F_z représente l’effort axial ou de pénétration F_a. La composante F_y représente l’effort radial F_r (dans la direction horizontale dans le repère du capteur) et la composante F_x l’effort dans la direction verticale, dans le repère du capteur. Comme on a un amplificateur à trois sorties on ne s’intéresse pas à la composante F_x. Donc on a choisi l’effort axial F_a, le couple M_z et l’effort radial F_r.

Ces composantes représentent les efforts et le moment exercés sur la pièce dans le repère fixe du capteur. Les principales caractéristiques du dynamomètre Kistler 9272 sont indiquées dans le *tableau 2.2*.

Composante	Gamme de mesure	Seuil de réponse (*N*)	Sensibilité	Fréquence propre (*kHz*)
F_x	$\pm 5\ kN$	< 0,01	$\approx -7{,}9\ pC/N$	$\approx 3{,}1$
F_y	$\pm 5\ kN$		$\approx -7{,}9\ pC/N$	$\approx 3{,}1$
F_z	-5 à 20 *kN*		$\approx -3{,}6\ pC/N$	$\approx 6{,}3$
M_z	$\pm 200\ Nm$		$\approx -1{,}6\ pC/Ncm$	$\approx 4{,}2$

Tableau 2. 2 Caractéristiques du dynamomètre *Kistler 9272*.

Le banc de perçage est également équipé d'un accéléromètre triaxial *Kistler* type *8792A50* et d'un coupleur *Kistler* à 4 canaux type *5134A*. L'accéléromètre triaxial avec des convertisseurs d'impédance intégrés permet la mesure simultanée des accélérations selon trois axes perpendiculaires. Le coupleur possède une très faible source de bruit en permettant d'être utilisé avec un accéléromètre triaxial. L'accéléromètre triaxial et le coupleur sont utilisés pour l'étude des vibrations pendant l'usinage. Dans notre étude on ne s'intéresse pas aux vibrations pendant le processus de perçage des composites. L'étude des vibrations va être une perspective des futurs travaux.
Un relevé des efforts et du couple correspondant au perçage d'un composite multidirectionnel est donné en *figure 2.11*. Pour mieux distinguer l'évolution des efforts de coupe et du couple de perçage on a utilisé un filtre passe-bas qui ne laisse passer que les fréquences basses (lentes) et élimine les hautes fréquences.

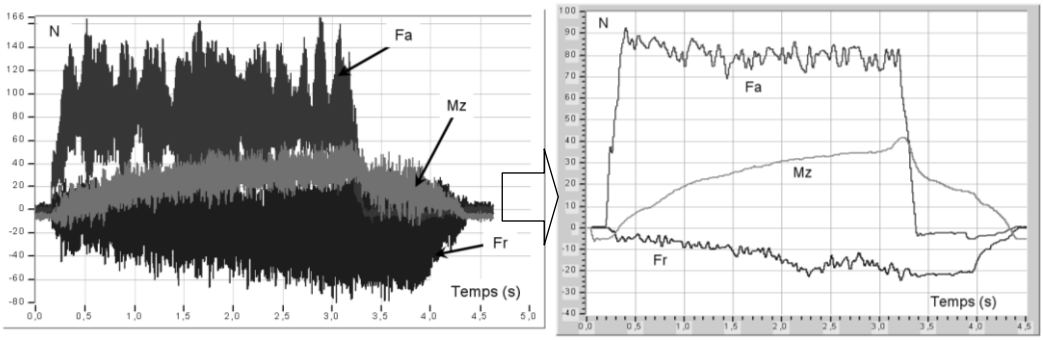


Figure 2. 11 Relevé des efforts de coupe et du couple sur le banc de perçage : graphes avant et après le filtrage (outil *DIAGER A2814* : *f=0,05mm/tr* et *N=3000tr/min*).

Les signaux enregistrés et filtrés ont été obtenus avec l'aide du logiciel *Labview*. Ces signaux filtrés nous aiderons à montrer de façon plus significatif certains phénomènes pendant le perçage des composites comme : le délaminage en entrée et en sortie de la pièce, le frottement, des fibres mal coupées, etc. Les signaux filtrés nous aident à déterminer une courbe de tendance des efforts et du couple pendant le perçage. Nous pouvons analyser les signaux filtrés plus aisément.

Nous avons calculé une valeur moyenne (sur les graphes non filtrés) des efforts de coupe et du couple de perçage sans avoir pris en compte les parties initiales (zone $A \rightarrow B$) et les parties finales (zone $C \rightarrow D$) du perçage qui correspondent respectivement à l'entrée et à la sortie de l'outil du matériau (cf. *figure 2.12*). Donc la valeur moyenne est calculée sur la zone $B \rightarrow C$ (cf. *figure 2.11* et *figure 2.12*).
Les courbes typiques d'évolution de la force axiale F_a (de pénétration) et du moment M_z en fonction de la position de la partie active du foret par rapport à la surface de la plaque sont présentées en *figure 2.12*.

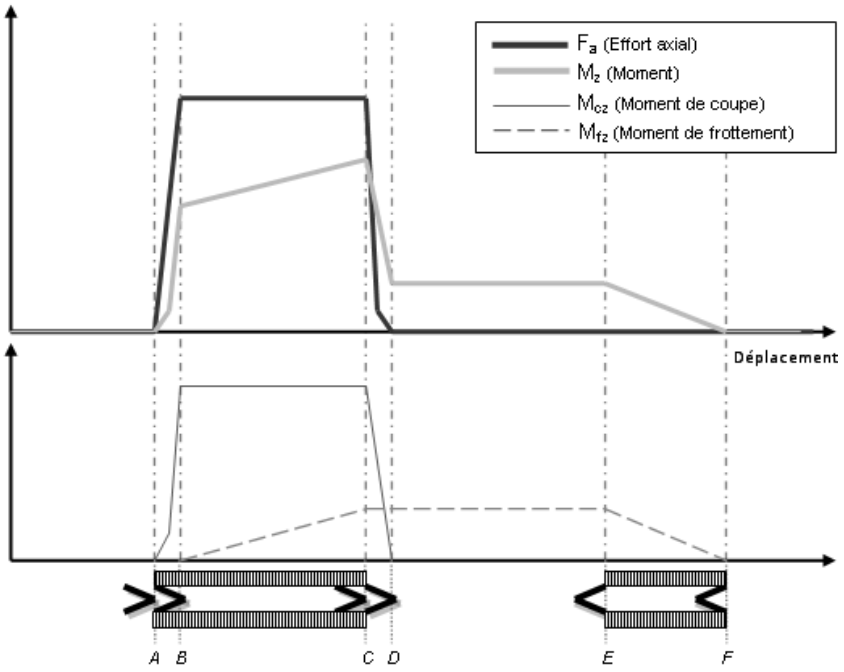


Figure 2. 12 Evolution théorique des efforts de coupe et du moment.

Le moment mesuré M_z peut être repartie en deux entités :

1. un moment de coupe M_{cz} résultant de l'action de coupe (effort de coupe) réalisée par les deux arêtes de coupe principales.
2. un moment M_{fz} dû au frottement entre les listels et la paroi du trou.

Les courbes théoriques du perçage présentées dans la *figure 2.12* peuvent être divisées en plusieurs zones et points représentatifs comme suit :

Point A : La pointe de l'outil touche le matériau
Zone $A \rightarrow B$: Toute la pointe du foret jusqu'à l'arête principale s'introduit complètement dans le matériau.
Point C : La pointe de l'outil touche la dernière couche du matériau.
Zone $C \rightarrow D$: Toute la pointe du foret jusqu'à l'arête principale sort complètement.
Zone $D \rightarrow E$: L'outil avance dans le matériau et commence à reculer.
Point E : L'arête principale arrive au plan de sortie du matériau.
Zone $E \rightarrow F$: L'outil recule à l'intérieur du matériau.

Point F : L'arête principale arrive jusqu'à la face d'entrée du perçage et ensuite l'outil s'éloigne du matériau.

Dans la zone $A \rightarrow B$ F_a et M_{cz} augmente généralement d'une manière linéaire pour atteindre un maximum au point *B*. L'effort axial F_a et le moment M_{cz} restent constants dans la zone $B \rightarrow C$ et à partir du point C, quand la pointe de l'outil sort, ils diminuent généralement d'une manière non linéaire, jusqu'à atteindre une valeur nulle. Le frottement entre les listels et la paroi du trou engendre le moment M_{fz} proportionnel à la surface du contact. Ce moment apparaît lorsque le bec de l'outil s'engage dans la matière (plan d'entrée de la pièce, point *B*) et jusqu'à ce que le bec de l'outil quitte la pièce (plan d'entrée de la pièce, point *F*). Donc le moment M_{fz} se trouve dans la zone $B \rightarrow F$.
D'une manière générale, l'opération de perçage prévoit un léger dépassement du bec du foret du coté débouchant avant le retour du foret. Cela permet de s'assurer du perçage de la totalité de l'épaisseur de la plaque.

2.2.3 Instrumentation de la machine 5 axes

Le centre d'usinage FATRONIK-HERA (voir caractéristiques en *paragraphe 2.1.3*) est une machine outil 5 axes avec broche horizontale et une table de fixation des pièces verticale (cf. *figure 2.13*). Cette machine est conçue notamment pour l'usinage des composites car elle peut recevoir une tête de broche permettant l'aspiration des poussières d'usinage des composites par un aspirateur avec un système de filtre absolu (3ème niveau).
Pour les essais de durée de vie et d'usure, cette machine est adaptée car elle permet de percer des trous en série à vitesse d'avance et de rotation données bien plus rapidement que sur le banc de perçage non programmable sur plusieurs trous.

2.2.3.1 Mesure des efforts de coupe

Une table dynamométrique (la même que pour les essais en rabotage) est fixée sur la table de la machine, nous permettant ainsi de relever des mesures d'efforts à l'aide de *Labview*.
Pour chaque outil de même type (WC ou diamant) on utilise les mêmes paramètres de perçage. Nous faisons subir à chaque outil une série de 10 trous sur la grande plaque suivie ensuite d'un perçage sur la petite plaque montée sur la table dynamométrique Kistler (cf. *figure 2.13*).
Nous avons donc une longueur de coupe par trou identique pour chaque outil, ce qui nous permet donc de les comparer plus facilement. Les conditions de coupe ont été choisies grâce aux essais réalisés sur le banc de perçage, en fonction de la qualité des trous (entrée et sortie) et des efforts de perçage. Malheureusement, la table dynamométrique ne nous permet pas de mesurer le couple de perçage.
Les essais se terminent lorsque la qualité des trous n'est plus satisfaisante (visuellement) et l'effort de pénétration moyen de l'outil dans le matériau est compris entre 200 et 250*N*. Il est nécessaire de rappeler que la moyenne des efforts n'a peut être pas un sens significatif par rapport à la possibilité de délaminage. En effet, on a pu souvent observer des pics d'effort aux alentours de 400*N* alors que l'effort moyen se

situe vers 220*N*. Néanmoins ces valeurs sont un bon indicateur afin de visualiser l'évolution de l'outil au fur à mesure des essais.
La mesure des efforts de coupe consiste en une chaîne d'acquisition composée d'un dynamomètre *Kistler 9257B* à 4 capteurs piézo-électriques et d'un amplificateur de charge *Kistler 5019A* à trois canaux. La chaîne d'acquisition est la même que pour l'instrumentation de la raboteuse. Le dynamomètre à quartz à trois composantes peut ainsi mesurer les efforts F_x, F_y et F_z. Les principales caractéristiques du dynamomètre sont indiquées dans le *tableau 2.1*. La composante F_x représente l'effort radial F_{rv} dans la direction verticale, la composante F_y l'effort radial F_{rh} dans la direction horizontale et la composante F_z l'effort axial F_a. Un relevé des efforts correspondant à l'usinage d'un composite multidirectionnel sur la machine 5 axes est donné en *figure 2.14*. On ne s'intéresse pas aux composantes F_x et F_y. Donc on a choisi de s'intéresser, par la suite, principalement à l'effort axial F_a. C'est cet effort qui sera utilisé dans cette étude pour analyser les phénomènes mis en jeu pendant la coupe.

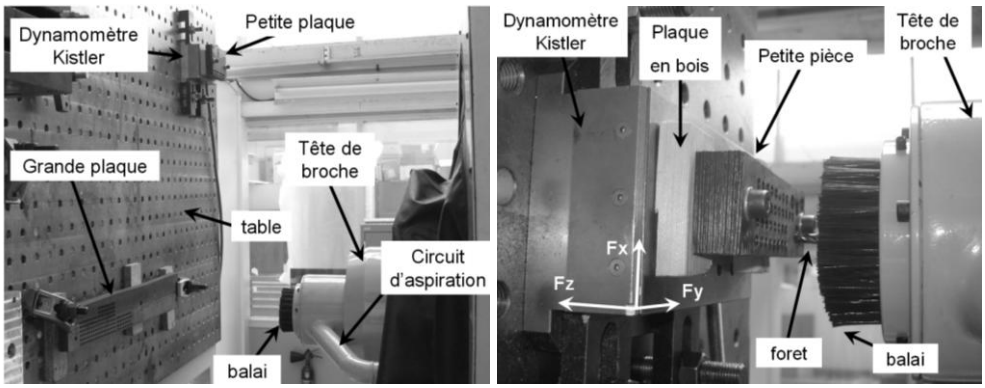


Figure 2. 13 Instrumentation de la machine *FATRONIK HERA*.

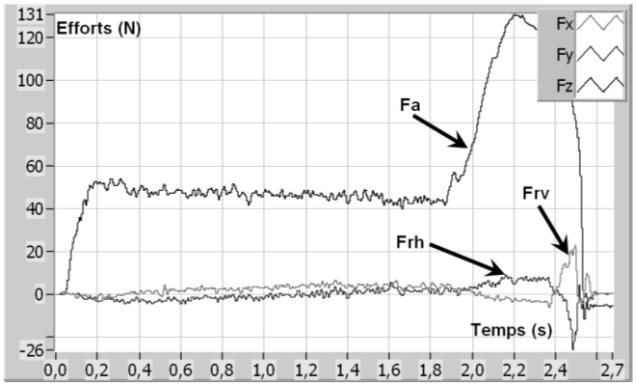


Figure 2. 14 Relevé des efforts de coupe sur la machine *FATRONIK*.

Sur la *figure 2.14* on peut remarquer une augmentation de l'effort axial F_a ce qui est dû à l'appui du balai sur la pièce à usiner. Le balai doit s'appuyer sur la pièce pour une meilleure aspiration des poussières du composite (force d'aspiration plus importante). Donc la moyenne des efforts n'est calculée que sur la partie de l'usinage effectif de l'outil ; on élimine cette partie finale influencée par l'appui du balai.

2.3 Pièces et outils utilisés

2.3.1 Techniques utilisées pour l'examen des surfaces

2.3.1.1 Topographie des surfaces

Dans cette étude deux techniques on étés utilisées pour la topographie des surfaces : la microscopie électronique à balayage (*MEB*) et la microscopie interférentielle.
Comme souligné dans le premier chapitre de ce mémoire l'usinage des composites entraîne des endommagements tels que les arrachements des fibres, les délaminages visibles, les délaminages internes ou les dégradations thermiques. Afin de mieux cerner l'ensemble de ces endommagements associés à l'usinage, une expertise in situ a systématiquement été effectuée.
Cette expertise consiste en une observation au microscope optique, ceci afin d'avoir une première vue sur les différences qui apparaissent en fonction de plusieurs paramètres. Ensuite, des micros sections localisées ont été analysées au microscope électronique à balayage (*MEB*) et au profilomètre optique.

2.3.1.1.1 Microscopie électronique à balayage - MEB

Les microscopes électroniques à balayage utilisés dans cette étude sont un appareil *JEOL JSM 6360 A* et un appareil *ZEISS EVO 50*. Les microscopes peuvent fonctionner en mode électrons secondaires (*SEI* : secondary electron image) ou en mode électrons rétrodiffusés (pour $JEOL \rightarrow BEI$: backscattering electron image, pour $ZEISS \rightarrow QBSD$: backscattered electrons detector).
Le microscope électronique à balayage *ZEISS* est équipé d'une pointe LaB 6 et peut fonctionner avec un vide dégradé (mode pression variable et mode « environnemental »). Nous l'avons utilisé en mode conventionnel (c'est-à-dire haut vide).
Le mode électrons rétrodiffusés permet en particulier de voir des images où le contraste croît avec le numéro atomique des atomes constitutifs de l'échantillon. Un élément lourd (par exemple dans notre cas le tungstène) donnera un signal intense et apparaîtra en clair sur l'image alors qu'un élément léger (carbone, cobalt) donnant un signal faible apparaîtra en sombre sur l'image. La microscopie électronique à balayage permet d'obtenir des images de surfaces à très grand grossissement et offre une très grande profondeur de champ (plusieurs centaines de micromètres). Elle ne permet cependant pas la mesure absolue des dimensions dans le sens de la hauteur. Nous utiliserons pour cela la microscopie interférentielle (voir *paragraphe 2.2.1.3.2*).

2.3.1.2 Caractérisation chimique

2.3.1.2.1 Analyse en spectroscopie dispersive des rayons X - EDS

Le microscope électronique à balayage est également équipé d'un dispositif permettant de réaliser une analyse en spectroscopie dispersive des rayons X (*EDS*). Grâce à l'*EDS*, la composition chimique de la plaquette peut être déterminée quantitativement en surface ($1\mu m^3$). Avant chaque analyse ou observation, les échantillons sont dégraissés à l'acétone pure. On a aussi déterminé la composition chimique de la pièce.

2.3.1.2.2 Spectroscopie des électrons Auger - AES

La spectrométrie des électrons Auger (*AES*) constitue un outil puissant d'analyse chimique des surfaces solides sur une épaisseur de l'ordre du nanomètre. L'étude de la position des pics Auger permet de déterminer la composition chimique des premières couches atomiques d'un solide. Les analyses par électrons Auger sont obtenues grâce à un microscope *MICROLAB VG 310 F* équipé d'un canon ionique. L'analyse chimique élémentaire et semi-quantitative d'une surface est donnée avec une très bonne résolution spatiale (faisceau circulaire de 50*nm* de diamètre). En couplant les analyses *AES* à une érosion ionique (décapage ionique par faisceau *Ar+* à une vitesse de 2*Angstrom/seconde*) il est possible d'obtenir des informations chimiques en profondeur dans l'outil.

2.3.2 Analyses des Outils utilisés

2.3.2.1 Plaquettes

Des plaquettes en carbure non revêtu (géométrie de type K4, Sandvik) de nuance H13A (K20 ; 6%Co), S1P (P10, 10%Co), S6 (P40; 11,7%Co) sont utilisées comme outils de coupe. Les plaquettes utilisées ont un pourcentage différent en teneur en Co, en Ti et WC (cf. *tableau 2.3*). La plaquette S1P de nuance P10, résistante à l'usure mais pas très tenace, est utilisée pour l'ébauche légère des aciers à des vitesses de coupe et avance moyenne dans des conditions de travail favorable, et supporte de très hautes températures de coupe. La plaquette S6 de nuance P40, tenace mais peu résistante à l'usure, est utilisée pour la grosse ébauche des aciers à de faibles vitesses de coupe mais dans des conditions de travail défavorable. Elle peut être utilisée pour des grandes profondeurs de coupe à des avances très importantes. La plaquette H13A de nuance *K10* est destinée à l'usinage des aciers trempés, alliages réfractaires, des métaux non ferreux, de la fonte, des matières plastiques, du bois, des matériaux composites et autres matières à copeaux courts.

Le choix des plaquettes est fait par rapport à la résistance à l'usure.

Les outils présentent un état hétérogène du point de vue de la composition chimique. Les observations au microscope électronique à balayage (*MEB*) sur les plaquettes neuves (analyse en spectroscopie dispersive des rayons X (*EDS*)) nous confirment les différences en pourcentage entre les outils utilisé (cf. *tableau 2.3*).

Contrairement à ce qu'on trouve au cœur de la matière d'une plaquette *H13A*, la surface présente un état hétérogène du point de vue de la composition chimique. Les observations au microscope électronique montrent en effet des zones très riches en grains *WC* à côté de zones très riches en liant cobalt *Co* (cf. *figure 2.15 a)*). Il en résulte une rugosité de surface assez importante avec un *Ra* de 0,5μm et un *Rt* de 5μm. Les tailles moyenne et maximale des grains de WC sont respectivement de 2μm et de 4μm. Le pourcentage moyen de Co est de 6%. L'analyse chimique ne donne pas d'autre carbure (TiC et TaC).

Type de plaquette	Co (%)	TiC+TaC (%)	WC (%)	Moyenne (%)
H13A	6,87	0	93,13	6,15% Co 0% TiC+TaC 93,85% WC
	5,44	0	94,56	
	6,14	0	93,86	
S1P	10,22	22,7	67,08	10% Co 21,74% TiC+TaC 68,26% WC
	9,54	22,77	67,69	
	10,41	19,76	69,83	
S6	11,43	4,91	83,66	11,7% Co 5,5% TiC+TaC 82,8% WC
	12,93	5,63	81,44	
	11,62	4,76	83,62	
	10,67	6,76	82,57	

Tableau 2. 3 Composition des plaquettes.

Les propriétés des outils en carbure *H13A* sont données dans le *tableau 2.4*.

Module d'Young (GPa)	Coefficient de Poisson	Dureté (GPa)	Masse volumique (kg/m^3)	Conductivité thermique (W/mK)
620	0,26	13	14700	100

Tableau 2. 4 Propriétés mécaniques et thermiques du carbure *H13A* (WC-Co6%).

Seront utilisées également des plaquettes en carbure de nuance H13A revêtu avec :

- revêtement C1 : diamant fin (épaisseur 3μm)
- revêtement C2 : diamant fin + DIAMECO$^+$
- revêtement C3 : diamant épais (épaisseur 6μm)
- revêtement C4 : DIAMECO$^+$
- revêtement BS : BALZERS *DIAMOND PLUS* (structure nanocristalline, microdureté (HV 0,05) de 10 000, épaisseur de 6+2 à 12+3μm, température de dépôt 800-850°C, température d'utilisation de 600°C)
- revêtement CN : CEMECON *FIBER SPEED* (épaisseur de 6 à 10μm).

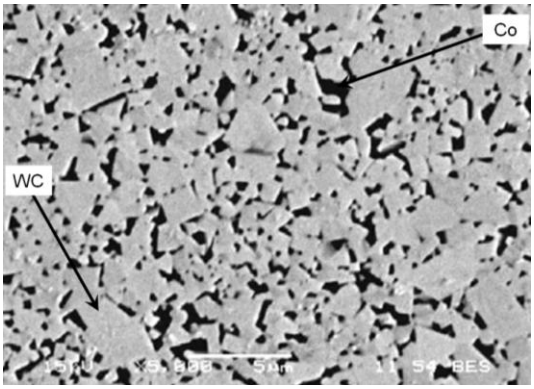
Les principales caractéristiques du DIAMECO$^+$ sont :

- micro dureté supérieure à 3000HV
- coefficient de frottement approximativement 0,15
- température maximum d'utilisation 450°C
- épaisseur du revêtement de 1 à 2μm

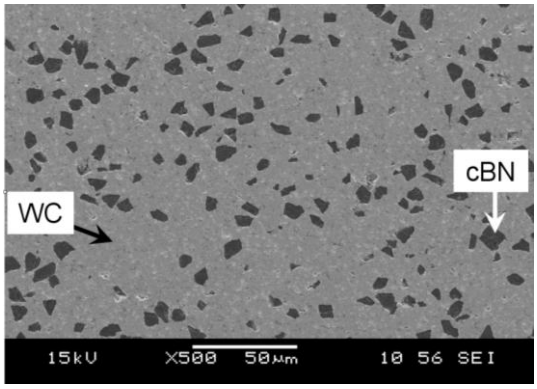
La microstructure des trois couches confère à DIAMECO$^+$ des propriétés parfaitement complémentaires :

- DLC avec un fort taux de liaisons SP3 (dureté élevée > 3000HV) est situé en surface

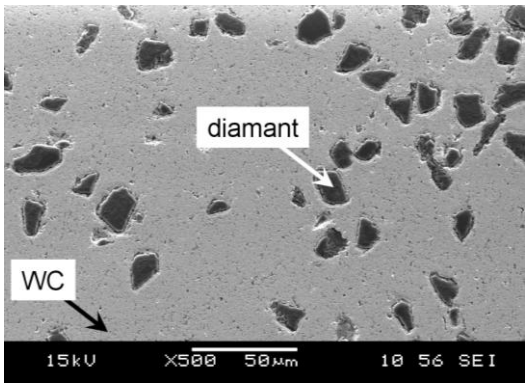
- TiB_2 connu pour sa conductivité thermique élevée représente une barrière thermique (situé au milieu)
- CrN est une couche métallique dense et représente un revêtement très adhérent (situé coté carbure)



a)



b)



c)

Figure 2. 15 Images MEB des surfaces polis : a) carbure H13A, b) carbure renforcé CBN, c) carbure renforcé diamant.

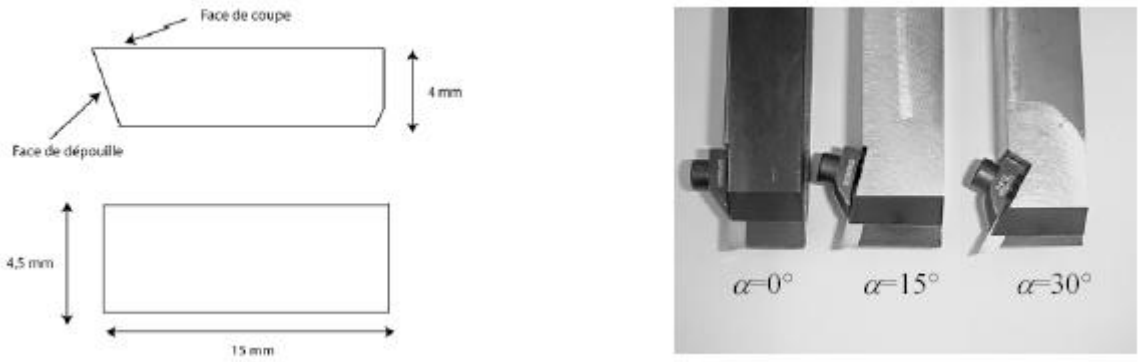
Les revêtements (C1, C2, C3 et C4) sont déposés par l'entreprise *A2C* (Mérignac, France) avec un procédé plasma CVD dans une installation développée par *Balzers*. La température de dépôt est d'environ 850°*C*. Les carbures mieux appropriés au revêtement diamant *A2C* sont les carbures avec une teneur maximum de 6% en cobalt (Co) et une dimension de grain de 1 à 3μm.
Malgré la rugosité plus élevée (Ra = 0,3μm) du revêtement *A2C* (plasma CVD) par rapport aux autres revêtements PVD, on obtient un fini de surface assez bon. La microdureté (HV 0,05) du revêtement diamant *A2C* est compris entre 8000 et 10000 et la conductivité thermique est de 1200*W/mK*.
Le revêtement BS est déposé par l'entreprise *Balzers* (Niedercorn, Luxemburg) et le revêtement CN par l'entreprise *CemeCon* (Grenchen, Suisse).
Des plaquettes en carbure renforcé diamant et en carbure renforcé CBN non revêtu [MORI_01] et revêtu seront utilisées par la suite :

- C5 : carbure renforcé diamant
- C6 : carbure renforcé CBN

- revêtement C7 : carbure renforcé diamant + diamant épais 6µm
- revêtement C8 : carbure renforcé CBN + diamant épais 6µm

L'analyse chimique sur une surface polie des plaquettes en carbure renforcé diamant et CBN (cf. *figure 2.15 b)* et *c)*) (analyse en spectroscopie dispersive des rayons X (*EDS*)) donne une composition d'approximativement 15% de diamant ou de CBN, 14% de Co et de 70% de WC. Le liant Co est uniformément distribué. Les grains de WC ont des tailles qui varient de 1 à 5μm, les grains de Co ont des tailles qui varient de 0,25 à 2μm, les grains de diamant dispersés dans le carbure ont des tailles qui varient de 10 à 30μm et les grains de CBN dispersés dans le carbure ont des tailles qui varient de 5 à 12μm.

Les plaquettes sont fixées à l'aide d'un système de bridage sur des corps d'outils qui ont été spécialement conçus pour la raboteuse. Ils permettent de disposer de trois angles de coupe : 0°, 15° et 30° (cf. *figure 2.16 b)*). L'angle de dépouille est obtenu par affûtage de la face de dépouille de la plaquette. Il est fixé à 11° pour tous les outils et pour toutes les conditions de coupe. Un angle de coupe positif assure une action tranchante efficace. Pour un angle de coupe nul l'arête de coupe s'avère beaucoup plus robuste.



a) *b)*

Figure 2. 16 Plaquettes et porte outils pour la coupe orthogonale. *a)* Dimension des plaquettes. *b)* Corps d'outils.

2.3.2.2 Forets

Pour la réalisation des différents essais, nous avons utilisé plusieurs types d'outils trouvés sur le marché. Ensuite en fonction des résultats donnés, plusieurs prototypes ont été proposés. La totalité des outils est détaillée au *tableau 2.5*.

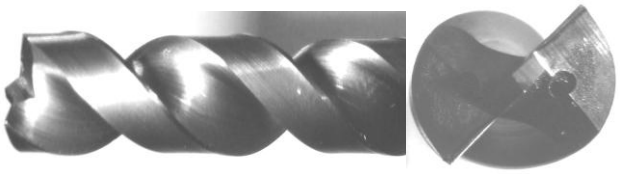
Pour chaque outil testé sur le *banc de perçage*, 23 trous ont été percés. Les essais ont été réalisés afin d'étudier les influences de la vitesse d'avance, de la vitesse de rotation et de l'usure de l'outil sur l'effort axial et sur le couple de perçage générés. C'est pourquoi, nous avons introduit plusieurs vitesses d'avance et vitesses de rotation. Ces paramètres de coupe sont choisis par rapport au matériau de l'outil et à sa géométrie. Enfin, pour étudier l'influence de l'usure de l'outil sur l'effort axial, nous avons tenu compte de la longueur de coupe atteinte pour chaque foret. Nous avons donc une longueur de coupe par trou différente.

Pour chaque outil testé sur le centre d'usinage *Fatronik*, on utilise les mêmes paramètres de coupe (perçage). Nous faisons subir à chaque outil une série de 10 trous sur une grande pièce suivie ensuite d'un perçage sur une petite pièce montée sur une table dynamométrique *Kistler* enfin de mesurer les efforts de coupe. Nous avons donc une longueur de coupe par trous identique pour chaque outil. Les conditions de coupe ont été choisies grâce aux essais réalisés sur le banc de perçage.
Les prototypes 5, 6, 7 et 8 ont la même géométrie que les prototypes 1, 2, 3 et respectivement 4. La seule différence est le revêtement. Pour chaque prototype 5, 6, 7 et 8 ont a fait déposé un revêtement diamant par deux entreprises *BALZERS* (diamant BS) et *CEMECON* (diamant CN) (cf. *tableau 2.5*). Pour les prototypes, on ne s'intéresse qu'au diamètre de 6*mm*, qui est le plus souvent utilisé en industrie.

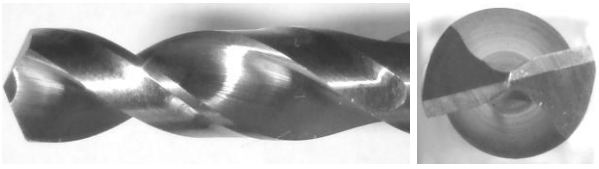
Fabricant d'outil	*Référence*	*Diamètre (mm)*	*revêtement*
SANDVIK	R850	6	TiAlN
SANDVIK	R850	10	TiAlN
TITEX	A1163	6	-
TITEX	A1163	10	-
DIXI	1290	5	-
DIXI	7113	6	-
DIXI	7113	10	-
DIAGER	A2814	6	-
DIAGER	A2814	10	-
DIAGER	22690	6	-
DIAGER	22692	10	-
DIAGER	22691	6	diamant
DIAGER	22693	10	diamant
DIAGER	22694	6	PCD
DIAGER	22695	10	PCD
SOFIMAG	Proto 1	6	-
SOFIMAG	Proto 2	6	-
SOFIMAG	Proto 3	6	-
SOFIMAG	Proto 4	6	-
SOFIMAG	Proto 5	6	Diamant BS Diamant CN
SOFIMAG	Proto 6	6	Diamant BS Diamant CN
SOFIMAG	Proto 7	6	Diamant BS Diamant CN
SOFIMAG	Proto 8	6	Diamant BS Diamant CN

Tableau 2. 5 Liste des outils.

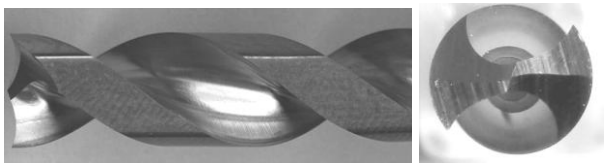
Par la suite on décrit les outils de manière plus détaillée.



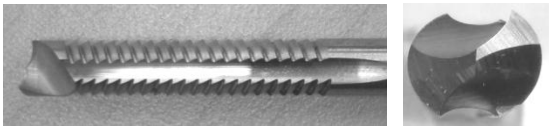
Le foret *SANDVIK R850* est un foret non conventionnel ; l'effort axial se répartit entre le centre et la périphérie du foret. Ce foret est en carbure revêtu *TiAlN*. L'angle entre l'axe de l'outil et l'arête de coupe est de 100° (angle de pointe de 200°). Le point central du foret est avancé d'approximativement 0,4*mm* par rapport de l'arrête de coupe principal. Deux diamètres seront utilisés : 6 et 10*mm*.



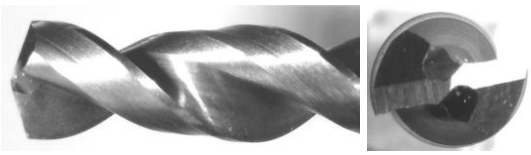
L'outil *TITEX A1163* est un foret hélicoïdal en carbure monobloc utilisé pour l'usinage des métaux non ferreux et des matières plastiques abrasives comme les matériaux composites. Il a un angle de pointe de 118°, angle de coupe de 30°, angle de dépouille de 11° et un angle d'hélice de 30°. Il n'a pas de revêtement. Deux diamètres seront utilisés : 6 et 10*mm*.



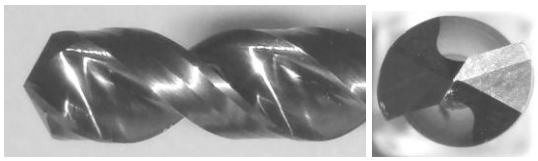
Le foret *DIXI 1290* est un outil spécifique pour l'usinage du Kevlar. Il a un point central et deux points diamétralement opposés à l'extérieur du foret. Cet outil en carbure monobloc n'est pas revêtu. L'outil a un angle d'hélice de 30°, un diamètre de 5*mm* et un simple listel alors que l'outil de 6*mm* a un double listel, d'où notre choix.



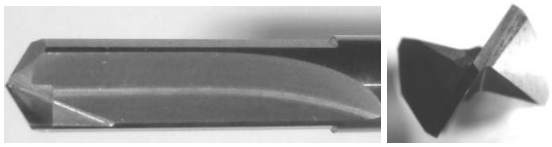
L'outil *DIXI 7113* est désigné comme une fraise utilisée pour l'usinage des matériaux composites. Il est non revêtu. Cet outil a la même pointe que *DIXI 1290*, une petite goujure qui sépare les brise-copeaux (orientés sur deux plans différents). Il n'a pas de revêtement.



DIAGER A2814
C'est un foret hélicoïdal monobloc en carbure de tungstène pour l'usinage d'alliages légers et de matériaux de synthèse. Il a un angle de pointe de 135°, un angle d'hélice de 35°, un angle de coupe de 35° et un angle de dépouille de 12°. Cet outil est non revêtu. Nous avons utilisé les diamètres de 6 et 10*mm*.



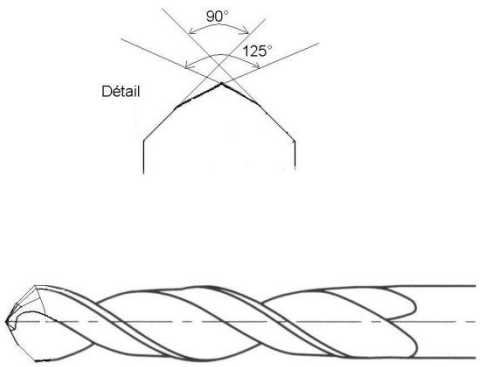
DIAGER 22690 et *DIAGER 22692*
Ces outils sont des forets hélicoïdaux monobloc en carbure de tungstène. Ils ont un angle de pointe de 125°, un angle d'hélice de 35°, un angle de dépouille principal de 11° et un angle de dépouille secondaire de 27°. Ils ne sont pas revêtus. Le DIAGER 22690 a un diamètre de 6 mm et le DIAGER 22692 a un diamètre de 10 mm.
DIAGER 22691 et *DIAGER 22693*
Ces outils ont la même géométrie que l'outil DIAGER 22690. La seule différence réside dans son revêtement diamant. Le DIAGER 22691 a un diamètre de 6 mm et le DIAGER 22693 a un diamètre de 10 mm.



DIAGER 22694 et DIAGER 22695
Ces deux outils ont les mêmes propriétés et les mêmes géométries. Le DIAGER 22694 a un diamètre de 6 mm et le DIAGER 22695 a un diamètre de 10 mm. Cet outil est désigné pour le perçage d'alliages légers et matériaux de synthèse. Il a le corps en carbure sur lequel une plaquette en diamant polycristallin (PCD) a été brasée à la pointe. L'angle de pointe de cet outil est de 118° et l'angle d'hélice et de coupe est nul.

Proto1 et *Proto5*
Ces outils sont des forets hélicoïdaux monobloc en carbure de tungstène. Ils ont un angle de pointe de 125°, un angle d'hélice de 35°, un angle de dépouille principal de 10° et un angle de dépouille secondaire de 25°. Proto1 n'est pas revêtu, tandis que Proto5 a un revêtement diamant. Ces outils ont un diamètre de 6*mm*.

Proto2 et *Proto6*
Ces outils sont des forets hélicoïdaux monobloc en carbure de tungstène. Ils ont un angle de pointe de 130°, un angle d'hélice de 40°, un angle de dépouille principal de 11° et un angle de dépouille secondaire de 25°. Proto2 n'est pas revêtu, tandis que Proto6 a un revêtement diamant. Ces outils ont un diamètre de 6*mm*.
Proto3 et *Proto7*
Ces outils sont des forets hélicoïdaux monobloc en carbure de tungstène. Ils ont un angle de pointe de 120°, un angle d'hélice de 30°, un angle de dépouille principal de 9° et un angle de dépouille secondaire de 25°. Proto3 n'est pas revêtu, tandis que Proto7 a un revêtement diamant. Ces outils ont un diamètre de 6*mm*.



Proto4 et *Proto8*
Ces outils sont des forets hélicoïdaux monobloc en carbure de tungstène. Ils ont deux angles de pointe de 125° et 90°, un angle d'hélice de 35°, un angle de dépouille principal de 10° et un angle de dépouille secondaire de 25°. Proto4 n'est pas revêtu, tandis que Proto8 a un revêtement diamant. Ces outils ont un diamètre de 6*mm*.

2.3.3 Analyses des Pièces utilisés

Quatre composites unidirectionnels et deux composites multidirectionnels à matrice époxy renforcés de fibres longues de carbone ont été utilisés dans notre étude.

2.3.3.1 Composite unidirectionnel

Dans le but de se rapprocher du domaine aéronautique une plaque de composite unidirectionnel à fibres longues en carbone et à matrice thermodurcissable époxy nous a été fabriquée et fournis par la Société Dassault Aviation – établissement de Biarritz. Il s'agit du T300/914. La fabrication des plaques fait appel à la technique du moulage en autoclave. Ces plaques sont fabriquées et contrôlées (C-scan) par la société Dassault Aviation. La norme aéronautique ASNA4101 présente les directives de ces opérations de fabrication et de contrôle des plaques en T300/914.

Le *tableau 2.6* regroupe les propriétés mécaniques du composite unidirectionnel T300/914.

E_{11} (GPa)	E_{22} (GPa)	G_{12} (GPa)	ν
136,6	9,6	5,2	0,29

Tableau 2. 6 Propriétés mécaniques du matériau composite unidirectionnel T300/914.

Le matériau utilisé est constitué de fibres de carbone haute résistance T300 (diamètre de la fibre de $7\mu m$), et de résine thermodurcissable de type époxyde 914 (cf. *tableau 2.7*) avec un taux de fibre moyen de 60%.

La fibre de carbone T300 a une bonne conductivité électrique, une faible conductivité thermique et une très bonne résistance thermique dans des conditions non oxydantes. En effet, en présence d'oxygène, le carbone se dégrade à partir de $400°C$ environ, alors qu'il est stable jusqu'à 3 $000°C$ sous atmosphère inerte. La matrice est à base de résine époxyde et a une très faible conductivité thermique**.** En effet, la plupart des résines utilisées dans l'industrie sont thermodurcissables, car ce sont des polymères qui ne pourront être mis en œuvre qu'une seule fois et qui deviennent infusibles et insolubles après polymérisation (une fois durci, leur forme ne peut plus être modifiée). D'autre part, l'époxy est une substance fortement visqueuse permettant de concevoir des colles puissantes et de fortes résines.

Les plaques ont été réalisées par drapage de nappes unidirectionnelles pré-imprégnées suivi d'une cuisson en autoclave ($1h$ à $175°C$ sous $7bar$ + post cuisson $4h$ à $190°C$).

	Fibre T300	Résine 914
Module d'Young, E (GPa)	230	3,9
Module de cisaillement, G (GPa)	8,96	1,4
Coefficient de Poisson, v	0,2	0,4
Densité, ρ (kg/m^3)	1770	1290
Résistance en traction (MPa)	3200	47,7
Résistance en compression (MPa)	2000	180

Tableau 2. 7 Propriétés mécaniques de la fibre et de la résine.

La plaque ($300\times300mm$) sera ensuite découpée dans plusieurs pièces. La découpe se fera par détourage pour obtenir des pièces avec les quatre orientations des fibres à 0°, 45°, -45° et 90° (cf. *figure 2.17*).

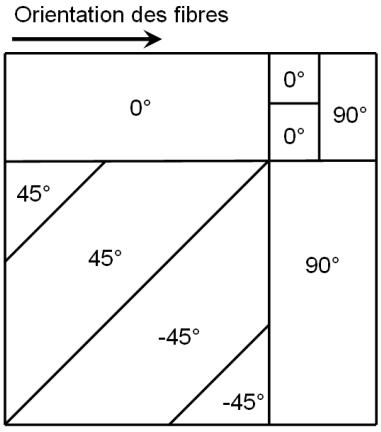


Figure 2. 17 Découpe de la plaque unidirectionnelle.

La découpe se fait à l'aide d'un disque diamanté de diamètre 150mm et d'épaisseur 2*mm* monté sur une fraiseuse conventionnelle. Les conditions de coupe utilisées sont : N=800*tr/min* et f=0,15*mm/tr*. Les grandes pièces seront utilisées pour mesurer les efforts, la rugosité et les petites pièces pour l'observation avec la camera rapide de la formation des micro-copeaux. Les dimensions exactes de ces plaques ne sont pas très importantes, parce que la longueur de coupe est très petite.
L'épaisseur moyenne d'un pli (couche) de ces plaques est de 125μm. Les pièces de composite unidirectionnel carbone/époxy (T300/914) se présentent sous la forme de plaques d'une épaisseur de 6,4*mm* (50 *plis*) et avec des dimensions différentes : pour l'orientation 0° ($l \times L$: (80×220 et 40×40)), pour l'orientation 90° ($l \times L$: (80×220*mm* et 40×80*mm*)), pour l'orientation 45° ($b \times B$: (100×310*mm* et 0×100*mm*)), pour l'orientation -45° ($b \times B$: (100×310*mm* et 0×100*mm*)). On usine la pièce avec un outil de 4,5*mm* de largeur.

2.3.3.1.1 Détection non destructive des dommages de la pièce

Parmi toutes les opérations d'usinage, le perçage à l'aide du foret hélicoïdal est la méthode généralement la plus appliquée pour produire des trous pour riveter et attacher les assemblées structurales.

Les dommages de décollement (délaminage) provoqués par l'effort d'avance d'outil ont été identifiés en tant qu'une des principaux problèmes pendant le perçage. La qualité des surfaces usinées dépend fortement des paramètres de coupe. Ainsi une augmentation rapide de l'avance à la fin du perçage causera des fissures autour du bord du trou. On a également affirmé que plus l'effort d'avance est grand, plus le délaminage est sérieux. La géométrie du foret est également considérée comme un facteur important qui affecte les performances du perçage. Le développement et la détection de dommages, la nouvelle conception d'outillage, et l'influence des paramètres de coupe ont été étudiés [MILL_87, CAPR_95]. L'influence de l'usure de l'outil est également considérée un facteur qui affecte les performances du perçage. Le délaminage se produit à l'entrée et à la sortie de la pièce (cf. *figure 2.18*).

Les principales méthodes de contrôles non destructif sont : inspection visuelle (examiner la pièce à l'œil, avec un endoscope, ou au microscope optique), pesée de la pièce, ultrason, émission acoustique, ressuage (application de produits en surface), interférométrie holographique (comparer deux profils), rayonnement infrarouge et radiographie X.

Pour déterminer l'ampleur des différents défauts d'usinage du trou provoqués par les différentes méthodes de perçage, les trous ont été examinés en utilisant une technique de rayon X. Pour augmenter le contraste entre le matériel endommagé et intact, un pénétrant a été appliqué à la surface du trou. Le pénétrant utilisé est composé d'isopropanol (10cm^3), l'eau (10cm^3), iodure de zinc ZnI_2 (60*g*) et détergent photoflaw (1cm^3). Des radiographies rayon X ont été faites en plaçant le film photographique derrière chaque trou irradié. Dans la *figure 2.19*, on a présentée une radiographie rayon X qui montre l'ampleur des défauts d'usinage du trou (délaminage).

Les échantillons sont placés à 1*m* du foyer et perpendiculairement au faisceau. Un certain nombre d'essais préliminaires ont été réalisés en vue de déterminer les conditions d'exposition et la durée d'imprégnations adéquates dans le cas des

éprouvettes de composite unidirectionnel T300/914 orienté à 0°. Les conditions d'expositions retenues sont regroupées dans le *tableau 2.8*.

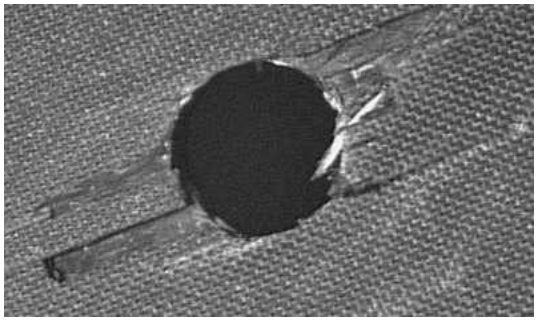


Figure 2. 18 Image avec un microscope optique de la pièce unidirectionnelle endommagé (délaminage produit à la sortie du trou).

Tension	20*kV*
Intensité	10*mA* (max. machine)
Durée d'exposition	300*s*
Film	INDUSTREX M100
Durée d'imprégnation	2*h*30

Tableau 2. 8 Conditions d'exposition aux rayons X du composite T300/914.

Les films radiographiés aux rayons X sont développés aux moyens de la technique de photographie classique. Le rendu du développement est ensuite numérisé. Un traitement de l'image numérique est effectué de telle façon que la présence d'un défaut soit révélée par une zone claire.

Cette méthode est de plus visible pour des défauts assez importants. Pour des usinages avec des conditions de coupe représentatives au perçage (faible avance et faible vitesse de coupe) cette méthode ne donne plus des images convaincantes. On ne peut plus bien distinguer le délaminage. Par la suite nous n'utiliserons plus cette technique.

Figure 2. 19 Radiographie aux rayons X d'une pièce unidirectionnelle avec délaminage a la sortie du trou.

2.3.3.2 Composite multidirectionnel

Dans le caisson central d'AIRBUS on trouve plusieurs types et épaisseurs de composites. Dans ce paragraphe on présente un composite multidirectionnel avec deux épaisseurs différentes. Les pièces de composite carbone/époxy se présentent sous la forme d'une barre. Il s'agit d'un stratifié carbone/époxy multidirectionnel T800/914. Deux épaisseurs seront utilisées : 15*mm* et 25*mm*. Le composite d'une épaisseur approximative de 15*mm* a été découpé en pièces de différentes dimensions : 800×50*mm* (pour le rabotage) et 150×50*mm* (pour le perçage sur le banc de perçage et sur la machine 5 axes). Pour le rabotage la longueur de 800*mm* permet d'avoir un temps d'usinage suffisant de 0,8 seconde pour une vitesse de coupe de 60*m/min* pour atteindre le régime stationnaire de la coupe. Par contre le composite d'une épaisseur approximative de 25*mm* n'a été utilisé que pour le perçage. Ce composite a été découpé en pièces de différentes dimensions : 600×90*mm* (grande pièce sur le centre d'usinage Fatronik, cf. *figure 2.14*) et 150×50*mm* (pour le perçage sur le banc de perçage et petite pièce sur la machine 5 axes).

Une plus grande épaisseur se traduit par un plus grand chemin parcouru par les arêtes, donc une usure plus rapide pour chaque trou.

Le matériau étudié est celui utilisé dans la fabrication du caisson central des *AIRBUS*. Il est constitué de fibres de carbone module intermédiaire T800 (résistance en traction de 5589*MPa*, E=280*GPa*, densité ρ=1,76g/cm^3, diamètre de la fibre de 7μm), et de résine thermodurcissable de type époxyde 914 (cf. *tableau 2.7*) avec un taux de fibre moyen de 60%. Chaque couche (pli) a une largeur de 255μm.

Les plaques ont été réalisées par drapage de nappes unidirectionnelles pré-imprégnées suivi d'une cuisson en autoclave (1h à 180°C sous 7bar + post cuisson 4h à 190°C).

Un stratifié est constitué d'un empilement de mono couches ayant chacune une orientation propre par rapport à un référentiel commun aux couches et désigné comme le référentiel du matériau. Le choix de l'empilement et plus particulièrement des orientations permettra d'avoir des propriétés mécaniques spécifiques.

Le *tableau 2.9* regroupe les propriétés mécaniques du composite multidirectionnel T800/914.

E_{11} (*GPa*)	E_{22} (*GPa*)	G_{12} (*GPa*)	ν
159	8.4	4.1	0.33

Tableau 2. 9 Propriétés mécaniques du matériau composite T800/914.

Le composite T800/914 a l'empilement suivant : $[90/-45/0/45/0/-45/0/-45/0/45/0/45]_{ns}$ (où *n* représente le nombre de répétitions de cet empilement et *s* représente la symétrie de la pièce par rapport au centre de celle-ci).

La composition chimique du composite T800/914 est obtenue avec l'aide du microscope électronique à balayage (analyse en spectroscopie dispersive des rayons X (*EDS*)) :

- les fibres de carbone : approximativement 92%C et 8% N ;
- la résine époxy : approximativement 89%C, 9%O, 1%S.

Chapitre III
Résultats expérimentaux

Pour maîtriser les phénomènes physico-chimiques qui se produisent à l'interface de contact outil-pièce, il est nécessaire d'identifier les paramètres de la coupe. Dans ce troisième chapitre, nous présentons les principaux mécanismes d'endommagement qui se produisent lors des deux opérations d'usinage par enlèvement de matière : rabotage et perçage. Tous les phénomènes produits en coupe orthogonale vont influencer les démarches expérimentales de l'opération de perçage. Les essais de perçage sont réalisés sur le banc de perçage, pour l'observation de l'influence de certains phénomènes et des paramètres de coupe, et sur la machine outil 5 axes, pour bien montrer l'aspect industriel de cette opération (la durée de vie des outils à travers leur usure).

3.1 Coupe orthogonale

Le choix s'est porté sur l'essai de rabotage qui fournit une configuration de coupe orthogonale idéale, seul processus de coupe véritablement maîtrisé du point de vue expérimental et du point de vue de la simulation numérique. Le dispositif présente également l'avantage de dégager un espace suffisant autour de l'outil et de la pièce propice à l'observation de la formation des débris à l'aide d'une caméra vidéo rapide.
Les expériences sont réalisées à l'aide d'une raboteuse *GSP*. La machine possède une course maximale de 2*m* et permet de faire varier la vitesse de coupe et de retour de 6 à *60m/min*.

Les matériaux usinés

Les matériaux étudiés sont constitués de fibres de carbone haute résistance T300 et T800 et de résine thermodurcissable de type époxyde 914 (cf. *paragraphe 2.3.3*).
Des images, obtenues avec l'aide d'un microscope électronique à balayage sur un échantillon poli, des différentes orientations des fibres (0°, 45°, -45°, 90°) suivant les couches sont montrées dans la *figure 3.1*. Le plan des images est un plan parallèle au plan de coupe.

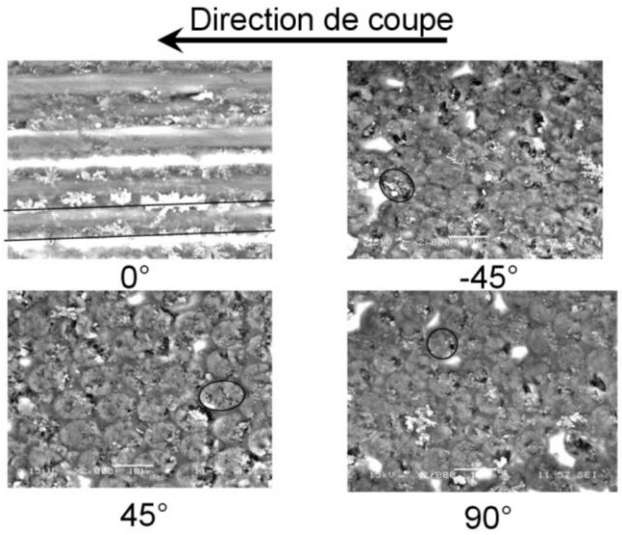


Figure 3. 1 Images MEB de différentes orientations des fibres.

Les outils de coupe

Des plaquettes en carbure non revêtu de nuance H13A, S1P, S6 sont utilisées comme outils de coupe (cf. *paragraphe 2.3.2.1*). Les plaquettes utilisées ont un pourcentage différent en teneur en Co, en carbure de Ti et Ta, et WC (cf. *tableau 2.3*). Des outils en carbure renforcé diamant et cBN (C5, C6), carbure renforcé diamant et cBN revêtus (C7, C8) et des plaquettes en carbure de nuance H13A revêtu seront utilisées (C1, C2, C3 et C4). Elles sont fixées à l'aide d'un système de bridage sur des corps d'outils qui ont été spécialement conçus pour la raboteuse. Ils permettent de disposer de trois angles de coupe : 0°, 15° et 30°. L'angle de dépouille est obtenu par affûtage de la face de

dépouille de la plaquette. Il est fixé à 11° pour tous les outils et pour toutes les conditions de coupe. Ceci est du à la facilité de comparaison avec les forets, qui ont la plupart du temps un angle de dépouille de 11°.

3.1.1 Résultats d'essais

L'objectif est d'étudier les conditions de coupe adaptées au couple matériau - outil. On s'intéressera particulièrement à la rugosité, la température et les efforts de coupe par comparaison des résultats de différents essais. Bien que l'étude bibliographique ait soulevé les limites de l'utilisation de la mesure des états de surface pour quantifier avec fiabilité les endommagements dus à la coupe, les critères de rugosité relevés permettront tout de même une étude comparative des surfaces usinées. Les évolutions constatées seront recoupées avec des observations macro et microscopiques (effort, flux de chaleur, observation formation micro copeau). Celles-ci permettront la compréhension du comportement de la structure du composite (fibres et matrice) et de la formation des endommagements créés sous l'action de l'arête de coupe de l'outil. Les relevés thermiques, de la camera rapide et des composantes de l'effort de coupe, compléteront les analyses.

La coupe la plus élémentaire est la coupe dite 'orthogonale'. La *figure 3.2* montre un schéma de la coupe orthogonale. Dans cette configuration, l'arête de coupe est perpendiculaire à la fois aux directions de coupe et d'avance. L'outil est défini par l'angle de coupe α par rapport à la verticale et l'angle de dépouille β par rapport à l'horizontale. La plaquette se déplace avec la vitesse de coupe *Vc*. La quantité de matière enlevée est représentée par l'épaisseur du copeau *f* (avance) et par la largeur de l'outil (4,5*mm*). F_c et F_h représentent l'effort de coupe et respectivement l'effort d'avance. Tous les essais ont été effectués sans lubrification. La vitesse de coupe est comprise entre 6 et 60*m/min* et l'avance entre 0,05 et 0,5*mm*. L'orientation des fibres est définie selon la direction de coupe (cf. *figure 3.2*).

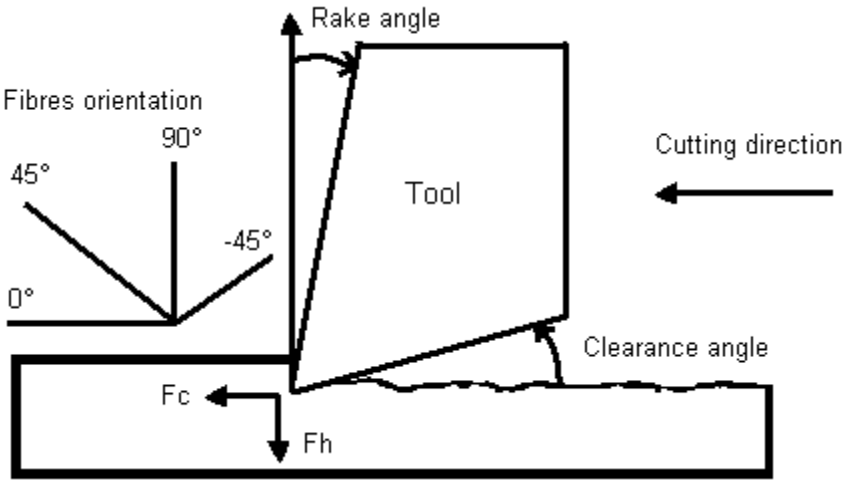


Figure 3. 2 Schéma de la géométrie de l'outil et l'orientation des fibres.

3.1.1.1 Influence des paramètres de coupe et de la géométrie des outils sur les efforts de coupe

Les principaux efforts de coupe et d'avance ont été mesurés avec le système d'acquisition de données. Des fluctuations d'une grandeur considérable et à haute fréquence sur les efforts de coupe ont été notées indépendamment de la géométrie de l'outil. L'effort de coupe F_c n'est pas toujours plus grand que l'effort d'avance F_h pour toutes les conditions de coupe et géométries d'outil. Pour les faibles avances (0,05*mm*) F_h est supérieur à F_c et pour des avances supérieures a 0,1*mm* on remarque le contraire (cf. *figure 3.3*). Bien que l'étude bibliographique ait soulevé les influences des paramètres de coupe et de la géométrie des outils on peut remarquer que la longueur d'usinage L_c, l'avance f et l'angle de coupe α ont une influence importante sur les efforts de coupes comparées à la vitesse de coupe V_c. La géométrie d'outil, représentée ici par l'angle de coupe α, a une influence sur les efforts de coupe. On a remarqué différents effets inattendus de la géométrie d'outil sur les efforts de coupe.

Les effets de l'angle de coupe sur les efforts sont montrés sur les résultats expérimentaux obtenues avec une avance f variable de 0,05*mm* à 0,3*mm* et une vitesse de coupe V_c constante de 60*m/min*. L'effort d'avance F_h, cependant, a baissé avec l'augmentation de l'angle de coupe. F_h augmente avec l'augmentation de l'avance f pour un angle de coupe nul (cf. *figure 3.3 a)*) et baisse avec l'augmentation de f pour un angle à 30° (cf. *figure 3.3 b)*). L'augmentation de l'angle de coupe a comme conséquence une baisse des efforts d'avance, mais a finalement aussi comme conséquence une réduction de la durée de vie de l'outil. On observe en effet que l'effort de coupe suit presque la même évolution lorsque on usine avec un angle de coupe à 0° et à 30°, c'est-à-dire une augmentation presque linéaire avec celle de f. L'angle de coupe à 30° est un angle qui coupe et dégage mieux les débris.

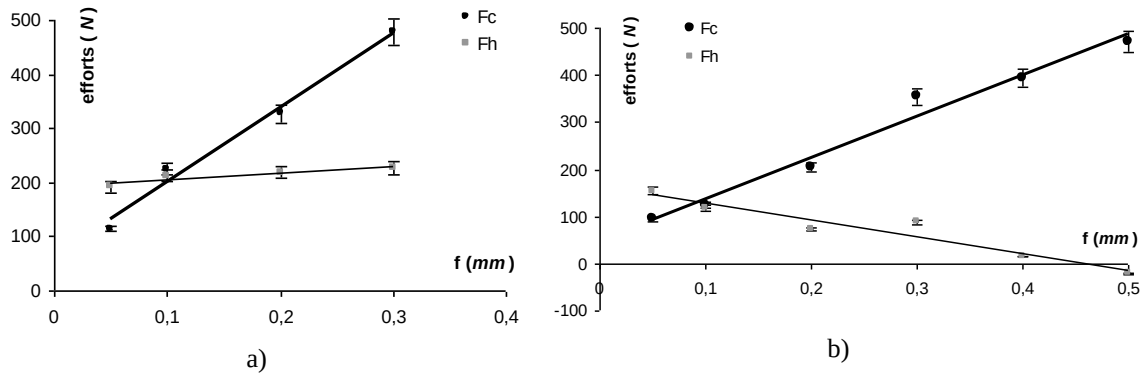


Figure 3. 3 Evolution des efforts de coupe en fonction de l'avance f pour l'outil H13A avec V_c=60m/min a) α=0°, b) α=30°.

On observe sur l'évolution des courbes de l'effort F_h que celui-ci augmente avec la longueur de coupe L_c pour α=0° (cf. *figure 3.4 a)*). N'ayant fait varier aucun autre paramètre, on en déduit que c'est donc dû à l'usure de l'outil. En réalité, après une certaine longueur usinée, le rayon de bec de l'outil s'agrandit, ce qui à pour conséquences de diminuer ses capacités à couper la matière. Lors de son passage, une certaine quantité de matière va donc passer en dessous le bec de l'outil au lieu d'être

usinée et va alors exercer une pression verticale positive sur l'outil : donc F_h augmente (cf. *figure 3.4 b)*). L'effort de coupe F_c augmente légèrement avec la longueur usinée et l'effort d'avance F_h augmente nettement lorsque l'usure de l'outil augmente. On constate également que la courbe de F_c possède une allure en « Zigzag ». Ceci peut s'expliquer encore une fois par l'usure mais aussi par la nature du matériau. Au passage de l'outil, une épaisseur inférieure à *f* est enlevée car il y a écrasement de la matière du fait de l'élasticité du matériau composite. Lors du passage suivant, la matière non usinée précédemment est alors enlevée en plus de *f* théorique.

L'avance *f* a une grande influence sur les efforts de coupe. Chacun des profils des efforts en fonction de la longueur usinée L_c a montré une fluctuation de l'effort de coupe F_c.

Sur la *figure 3.5* on peut remarquer l'influence de la vitesse de coupe V_c sur les efforts. Différentes vitesses de coupe dans la gamme de 6 à 60*m/min* ont été examinées et les résultats ont prouvé qu'il n'y a aucune influence significative de la vitesse de coupe sur le processus d'usinage des matières composites. F_h augmente avec V_c alors que F_c reste constant dans la gamme de vitesse étudiée.

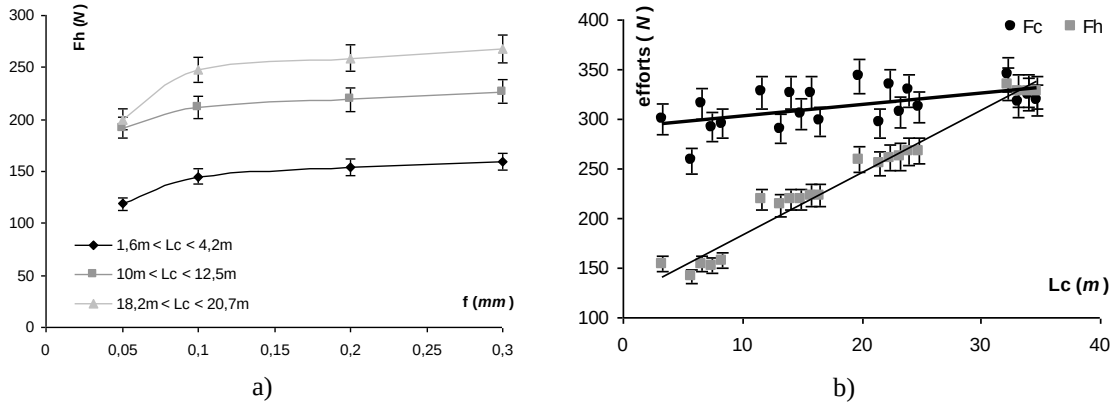


Figure 3. 4 Evolution des efforts de l'outil H13A pour V_c = 60m/min et α = 0° : a) F_h en fonction de *f* pour différentes L_c, b) F_c et F_h en fonction de L_c pour *f* = 0,2mm.

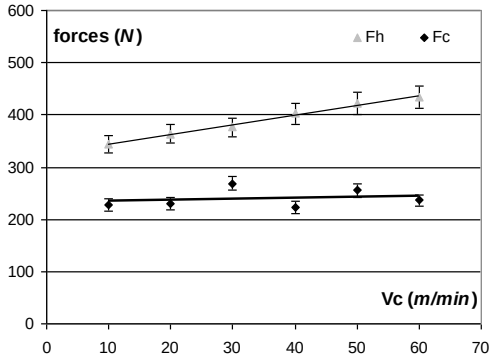


Figure 3. 5 Evolution des efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe V_c pour l'outil H13A avec le revêtement C1, *f* = 0,1mm et α = 0°.

Avec V_c = 6*m/min* les résultats ont prouvé qu'il y a un taux plus important d'usure comparé à une vitesse de coupe V_c = 60*m/min* (cf. *figure 3.6*). Les efforts de coupe sont plus faibles pour une vitesse de coupe V_c = 60*m/min*. Donc des efforts de coupe plus importants, impliquent une usure plus rapide pour l'usinage à une faible vitesse de coupe.

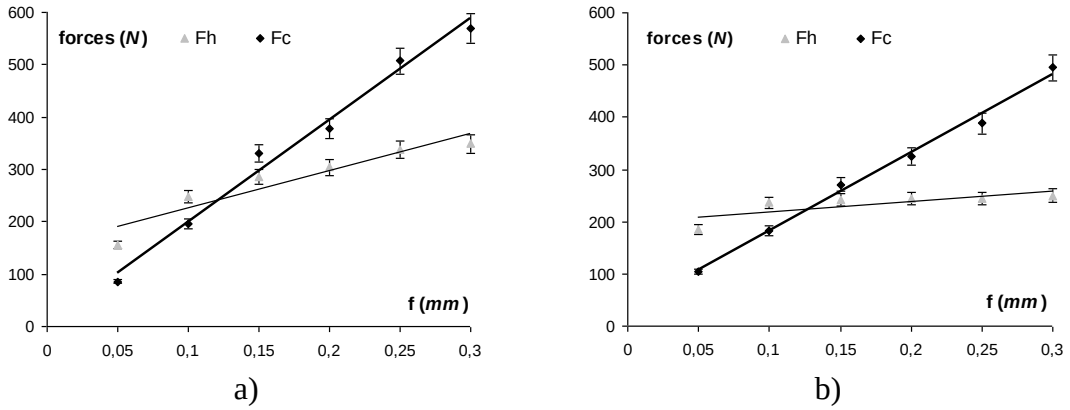


Figure 3. 6 Evolution des efforts de coupe en fonction de l'avance *f* pour l'outil H13A avec le revêtement C1 et α=0°: a) V_c = 6m/min, b) V_c = 60m/min.

3.1.1.2 Influence de l'usure des outils sur les efforts de coupe

Ces dernières années, beaucoup d'attention a été portée sur les problèmes dérivant de l'usinage des matériaux composites avec les outils conventionnels. En raison de la faiblesse de la résine, des efforts relativement bas peuvent avoir comme conséquence le décollement et la fissuration de la matrice. En outre, des pics thermiques surgissant à la suite des vitesses de coupe trop élevées causent souvent la dégradation de la résine. Le décollement peut être évité ou limité si des géométries particulières des outils sont utilisées, tandis que les avantages des basses températures pendant l'usinage ont été démontrés pour les aramides, qui sont en particulier difficile à couper même avec les outils spécifiques.

Nous allons donc étudier maintenant l'influence de la longueur de coupe L_c sur les paramètres de coupe (efforts) pour observer le comportement de l'outil après un certain nombre d'usinages, ce qui caractérise l'usure de ceux-ci. L'influence de la longueur de coupe L_c sur les paramètres de l'usinage dépend de l'état d'usure de l'outil. Quand *f* est faible (0,05-0,1*mm*) la progression de F_h selon le L_c est presque linéaire, (cf. *figure 3.7*), et pendant les premières passes, F_c reste constante et commence à changer quand L_c=15*m*. Au delà de L_c=47*m*, on peut observer une stabilisation. L'augmentation presque linéaire de F_h en fonction de L_c est valable dans le cas de *f*=0,1*mm* et aussi dans le cas de *f* = 0,2*mm* (cf. *figure 3.4 b)*). On observe encore ici le phénomène d'élasticité, la courbe de F_c possède une allure en « Zigzag ». L'usure de la face en dépouille de l'outil est rapide et progresse plus rapidement que celle de la face de coupe. La nature abrasive des fibres mène à un taux important d'usure des outils conventionnels et endommage également la surface de la pointe de l'outil et celle de la pièce. L'effort de coupe, par rapport à celui d'avance, subit des grandes variations. Donc l'augmentation de l'effort d'avance F_h est strictement liée à l'usure de l'outil conventionnel.

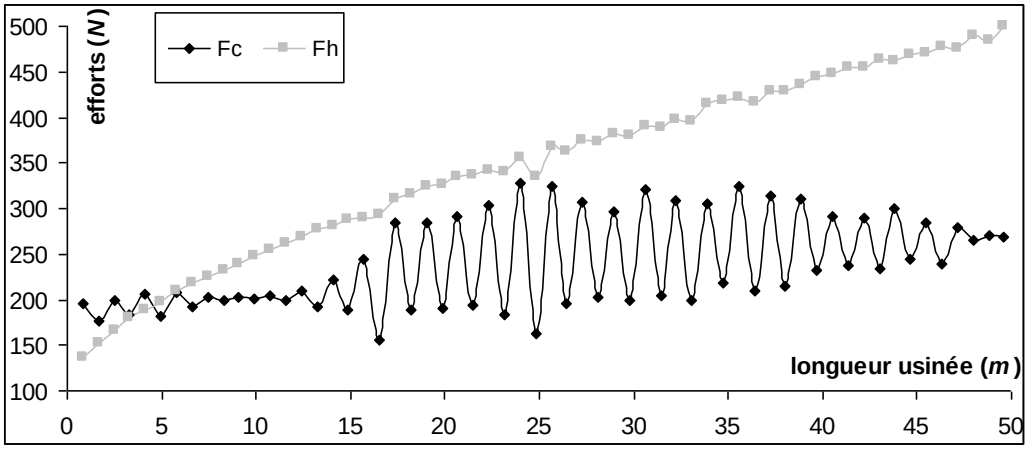


Figure 3. 7 Evolution des efforts de coupe en fonction de la longueur usinée L_c pour l'outil H13A avec V_c=60m/min, f = 0,1mm et α = 0°.

3.1.1.3 Influence de la nature des carbures sur les efforts de coupe

On remarque sur la *figure 3.8*, après une longueur usinée L_c = 40*m* (la fin de la durée de vie des outils), que la valeur moyenne des efforts d'avance F_h de l'outil S6 est plus grande d'approximativement 40*N* que celle de l'outil S1P et H13A et que la valeur moyenne des efforts de coupe F_c de l'outil S6 est de 60*N* plus grande que celle de l'outil H13A. Les efforts d'avance augmentent pour les trois outils. L'effort de coupe des outils S1P et H13A augmente légèrement alors que pour l'outil S6 il diminue légèrement. Donc nous pouvons croire que l'outil S6 s'use plus vite que H13A. S6 s'use plus sur la face en dépouille (augmentation plus rapide de F_h) et peu sur la face de coupe, ce qui nous fait croire qu'il peut usiner encore, parce que l'acuité de l'arrête est meilleure par rapport a l'outil S1P, qui lui, s'use plus dans la face de coupe. L'effort d'avance F_h de l'outil S1P a une pente meilleure que celle du H13A, mais le premier a usiné jusqu'à L_c = 40*m* et le deuxième peut usiner encore. Donc l'outil H13A est mieux adapté pour l'usinage des composite (cf. *figure 3.4 b)*).

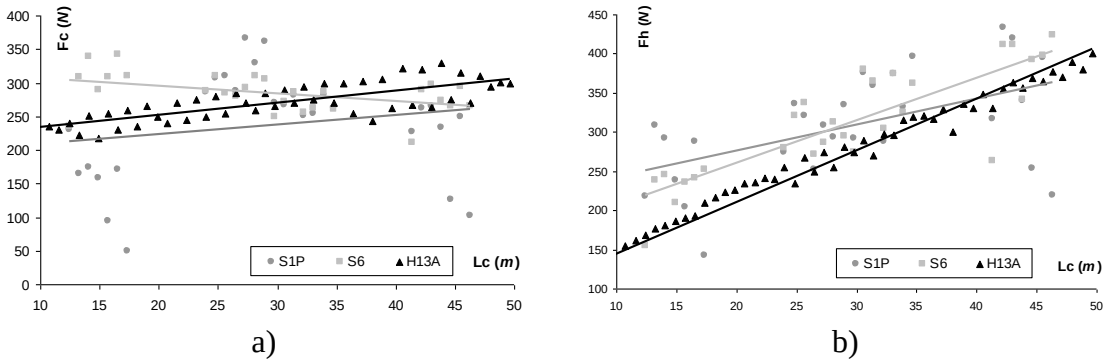


Figure 3. 8 Evolution des efforts en fonction de la longueur usinée L_c. Comparaison des efforts de coupe : a) F_c et b) F_h obtenus avec V_c = 60m/min, α = 15°, f = 0,2mm.

On peut affirmer que l'outil S6, plus tenace, a une meilleure tenue que l'outil S1P plus résistant à l'usure, parce qu'il a moins des carbures de Ti et Ta (5,5%, une différence de

16%) dans sa composition (cf. *tableau 2.3, paragraphe 2.3.2.1, Chapitre II*). Mais l'outil S6 a plus de Co (11,7%, une différence de 1,7%). La différence en Co n'est pas très grande, donc la différence plus importante c'est le pourcentage en carbures de Ti et Ta, qui donne la résistance à l'usure. L'outil S1P est résistant à l'usure, mais pas trop tenace. Pour l'usinage des composites il nous faut un outil d'une part résistant à l'usure et d'autre part tenace. C'est donc mieux d'avoir un outil avec un pourcentage faible en carbures de Ti et Ta mais aussi en Co, qui facilite la germination du revêtement de diamant, d'où l'utilisation par la suite de l'outil H13A.

3.1.1.4 Mesure du flux en rabotage

La *figure 3.9* présente les flux thermiques transmis dans l'outil déterminés expérimentalement à partir de la mesure de la température à la thermistance durant les essais de coupe orthogonale.
On peut affirmer que :

- si l'angle de coupe augmente les flux thermiques diminuent,
- le flux augmente avec l'augmentation de la longueur usinée,
- l'outil H13A présente un faible flux de chaleur,
- si la vitesse de coupe augmente le flux thermique diminue.

Nous pouvons alors comparer le flux transmis dans l'outil et l'énergie produite pendant le processus de coupe. Cette énergie peut être estimée par le calcul de la puissance P définie par le produit de l'effort de coupe F_c et la vitesse de coupe V_c. Par exemple, pour l'essai correspondant aux conditions de coupe suivantes : $V_c = 60 m/min$ ($1 m/s$), $f = 0{,}2 mm$ et $\alpha = 0°$, l'effort de coupe F_c est de l'ordre de $400N$, la puissance P est donc de $400W$. Si l'on considère que la totalité de l'énergie est transformée en chaleur, seul 10 à 15% ($\approx 50W$) (≈ 3 fois plus grand que pour l'alliage d'aluminium AA2024-T351) de la chaleur générée est transmise à l'outil, la majorité de la chaleur étant en effet évacuée par les débris et par la pièce.
Le médiocre tranchant de l'arête de coupe de l'outil WC crée des frottements plus importants au niveau de l'arête de coupe mais aussi entre la surface usinée et la face de dépouille. Combinés avec de faibles vitesse d'avance de l'outil dans la matière, ces frottements matériau composite/face de dépouille génèrent de la chaleur au niveau de la surface usinée.
L'analyse des résultats de mesure de température (cf. *figure 2.6 b), paragraphe 2.2.1.2.1, Chapitre II*) permet d'observer que les températures maximales atteintes par les surfaces rabotées sont globalement inférieures à la température de transition vitreuse de la résine époxy ($\approx 150°C$). Plusieurs observations macro et microscopiques n'ont pas permis d'observer des traces de brûlure de la résine sur la surface usinée. Ces constatations confortent les niveaux des températures mesurés (largement inférieurs à la température de carbonisation de la résine) et la pertinence des choix des conditions de coupe faites pour les outils en carbure métallique. En considérant que la suite de l'étude restera dans les mêmes plages de conditions de coupe et que le revêtement diamant, étudié par la suite, produit moins de frottement, la décision de ne plus mesurer les températures dans les prochaines séries d'essais a été prise. Seules des observations optiques garantirons l'absence d'endommagements thermiques.

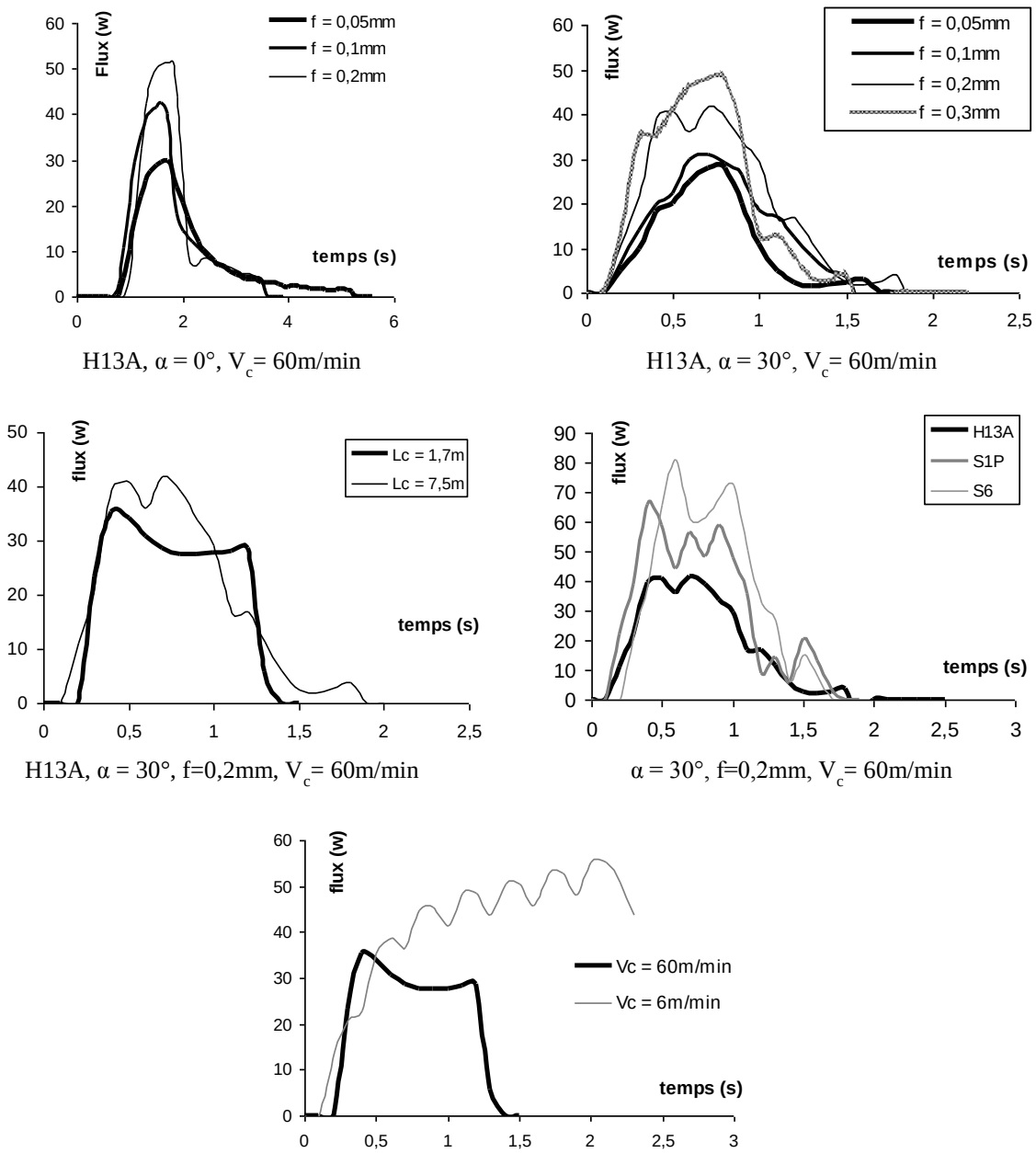


Figure 3. 9 Flux de chaleur déterminés à partir du modèle inverse.

3.1.1.5 Influence de la nature du revêtement sur les efforts de coupe

Le diamant a des propriétés idéales pour l'usinage des composites. D'une part, sa dureté unique le rend plus résistant à l'usure par abrasion que tous les autres matériaux de coupe. D'autre part, sa haute stabilité chimique et sa faible affinité avec les matériaux non ferreux empêche la formation d'arrêt rapporté (pour les alliages d'aluminium) et stabilise les performances de coupe à un très haut niveau. Le grand avantage des revêtements diamant par rapport aux diamant naturel et PCD, qui sont coûteux, réside dans leur adaptabilité à se déposer sur n'importe quelle géométrie. Par conséquent, des outils en carbure WC comme les fraises, forets, et inserts peuvent être revêtu avec un revêtement diamant. L'expérience des fabricants des revêtements a montré que les

meilleurs résultats sont obtenus avec un pourcentage de cobalt en dessous de 10% et des grains entre 0,5 et 3μm. Afin d'améliorer la performance des outils, l'emploi de revêtements est devenu très fréquent. Les matériaux utilisés pour ces derniers peuvent être classés en quatre groupes :

1. les revêtements à base de titane (*TiC*, *TiN*, TiB_2, *TiCN*) souvent complétés par de l'aluminium (*TiAlN*, *TiAlON*),
2. les revêtements céramiques,
3. les revêtements ultra-durs (*diamant*, *cBN*),
4. les revêtements autolubrifiants avec MoS_2 ou *WC* en couche externe.

Les revêtements sont constitués soit d'une couche unique soit d'une superposition de plusieurs couches de matériaux différents dont l'épaisseur totale n'excède généralement pas 15μm. Qu'il soit de type *CVD* (dépôt chimique en phase vapeur) ou de type *PVD* (dépôt physique en phase vapeur), le procédé de déposition consiste à créer un lien étroit entre le substrat et son revêtement. La performance d'adhésion au substrat est donc un critère essentiel pour le choix du revêtement. Ceux-ci seront également sélectionnés pour leurs propriétés à haute température (dureté, ténacité, conductivité thermique). Par exemple, l'emploi de l'alumine Al_2O_3 dans les revêtements multicouches aura une fonction d'isolant thermique afin de conserver les propriétés mécaniques du substrat.

Le revêtement étant la partie de l'outil réellement en contact avec la matière usinée, il sera donc conçu de manière à lui donner des propriétés bien spécifiques destinées à réaliser certaines performances. La résistance à l'usure, le coefficient de frottement et l'inertie chimique figurent parmi les caractéristiques qu'un revêtement apporte à un outil de coupe.

On rappelle que des outils en carbure renforcé diamant *C5* et carbure renforcé cBN *C6*, carbure renforcé diamant revêtue *C7* (*C7=C5+C3*) et carbure renforcé cBN revêtue *C8* (*C8=C6+C3*) et des outils en carbure H13A revêtue avec les revêtements *C1*, *C2*, *C3*, *C4*, *BS* et *CN* sont utilisés (cf. *paragraphe 2.3.2.1*).

Comme l'augmentation de l'effort d'avance est strictement liée à l'usure de l'outil nous ne regarderons que F_h, F_c étant trop perturbé.
La synthèse des résultats est donnée dans les *tableaux 3.1*, *3.2* et *3.3*.
Pendant les essais ou l'on a utilisé le revêtement C3 avec un angle de coupe α=15° on a remarqué pendant les premiers passages que F_h reste constant et commence à varier quand la longueur d'usinage L_c est approximativement de 50*m* (cf. *figure 3.11*). Pendant les essais avec α=0° (cf. *figure 3.10*) F_h varie un peu plus mais a une valeur de 50*N* inférieure que pour les essais avec α=15°, et par contre pour α=30° et L_c=25*m* (cf. *figure 3.14*) F_h a une valeur de 100N supérieure que pour α=15°.
Pour le revêtement C2, F_h commence à varier quand L_c=43*m* pour α=15° et quand L_c=38*m* pour α=0°. Donc le revêtement C2 se comporte mieux pour un angle de coupe de 15°.
Pour le revêtement C1, F_h varie quand L_c=28*m* pour les angles de coupe de 0° et 15° et L_c=20*m* pour un angle de coupe de 30°.
Pour le revêtement C4, F_h devient perturbé, dû à l'usure, quand L_c =30*m* pour les angles de coupe 0° et 15°, et par contre pour α=30° à une longueur usinée de 15*m*.

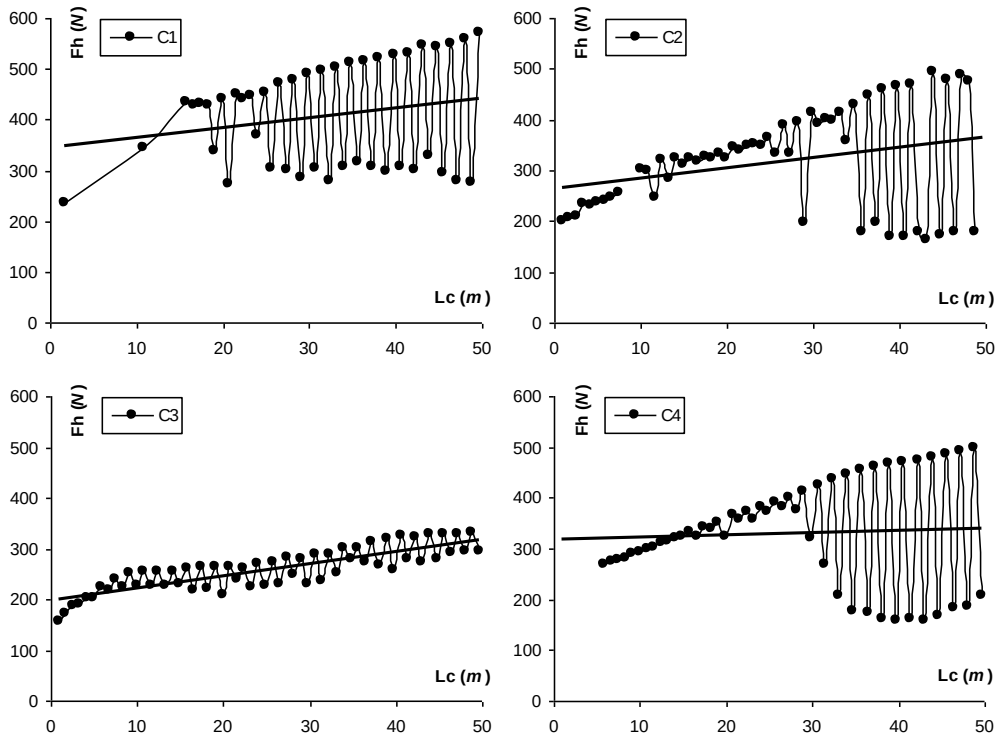


Figure 3. 10 Evolution de l'effort F_h en fonction de la longueur usinée L_c pour C1, C2, C3 et C4 avec V_c=60m/min, f = 0,1mm et α = 0°.

On peut en conclure que : le revêtement C3 se comporte mieux de point de vue de l'effort de coupe que C1, C2 et C4. L'effort d'avance F_h a une allure assez régulière, qui ressemble à celle du carbure H13A (cf. *figure 3.7*), et des valeurs faibles par rapport aux autres revêtements. Pour C5 la variation de la force d'avance est très importante (à partir de L_c=19*m*). Le C5 n'est pas assez résistant à l'usure, il sera nécessaire d'avoir un pourcentage de diamant plus important dans le carbure. Donc on a ajouté un revêtement C3 sur C5, qui se comporter le mieux. Le revêtement C7 se comporte beaucoup mieux que C5, donc c'est une amélioration pour α=0° (cf. *figure 3.12*), mais pour α=15° on ne remarque pas la même amélioration (cf. *figure 3.13*). On constate que C7 est plus perturbé que C5, surtout pour α=30°. On a ajouté un revêtement C3 pour C6 de la même façon que pour C5, mais on n'a pas obtenu d'amélioration pour α=0° et α=15°. On constate que C8 est plus perturbé que C6, surtout pour α=30°. On remarque que C6 se comporte beaucoup mieux que C8. C6 a un comportement plus régulier que C5 : pour α=0° jusqu'au L_c=40m ; pour α=15° des valeurs plus faibles et par contre arrive à la même longueur de coupe que C5 ; et pour α=30° nettement meilleur que C5, mais C6 a des valeurs plus faibles que le revêtement C3 (cf. *figure 3.14*).

Carbure	*Revêtement*	*α* (°)	*f* (mm)	*Vc* (m/min)	*Lc* (m)
H13A	C1	0	0,1	60	25
	C2				35
	C3				50
	C4				30

Tableau 3. 1 Résultats de synthèse des outils.

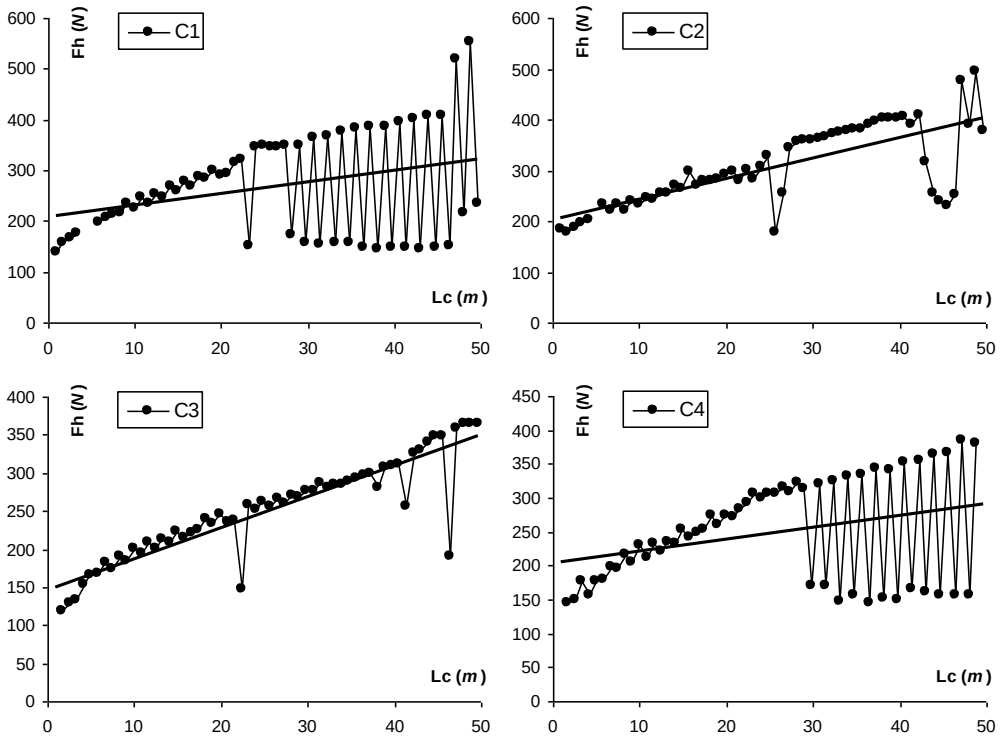


Figure 3. 11 Evolution de l'effort F_h en fonction de la longueur usinée L_c pour C1, C2, C3 et C4 avec V_c=60m/min, f = 0,1mm et α = 15°.

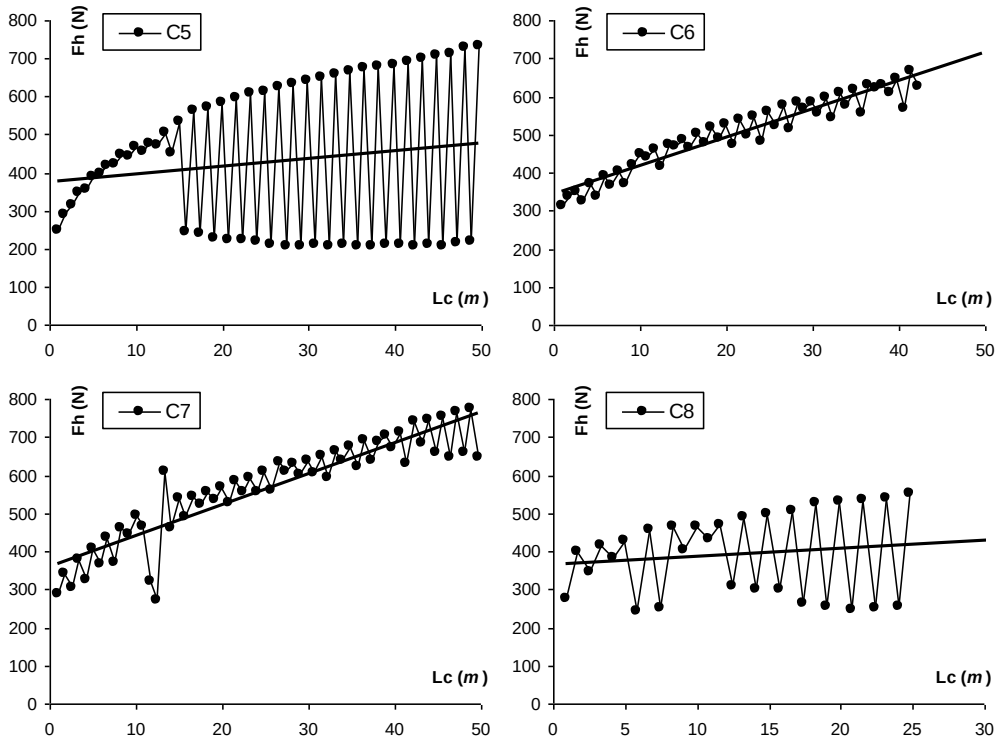


Figure 3. 12 Evolution de l'effort F_h en fonction de la longueur usinée L_c pour C5, C6, C7 et C8 avec V_c=60m/min, f = 0,1mm et α = 0°.

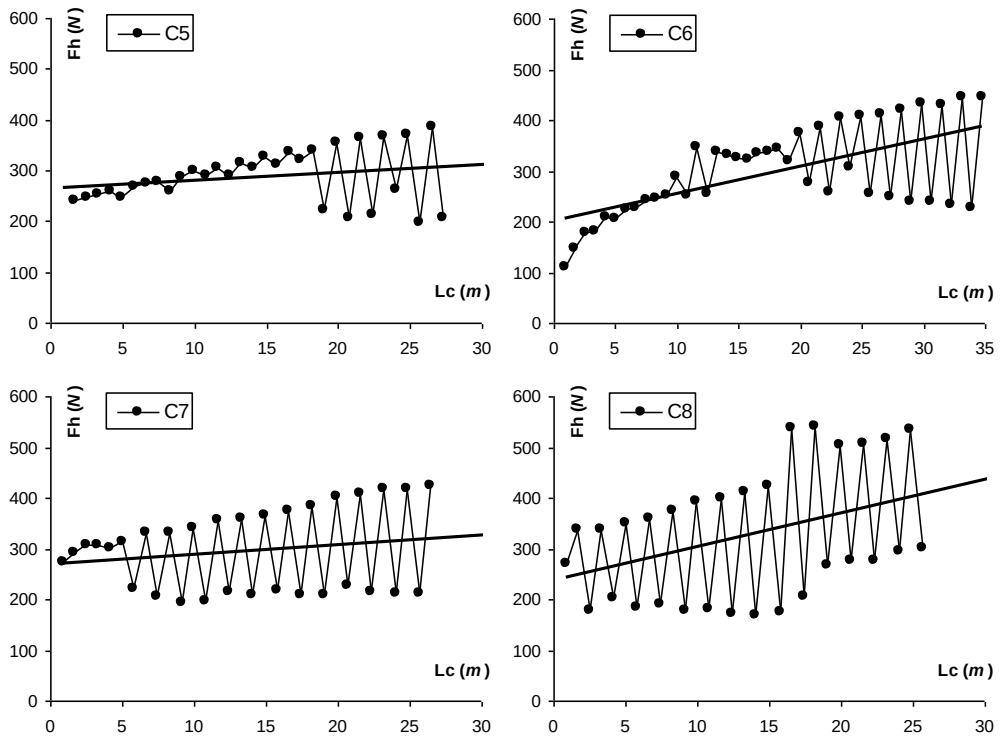


Figure 3. 13 Evolution de l'effort F_h en fonction de la longueur usinée L_c pour C5, C6, C7 et C8 avec V_c=60m/min, f = 0,1mm et α = 15°.

Carbure	*Revêtement*	*α* (°)	*f* (mm)	*Vc* (m/min)	*Lc* (m)
H13A	C1	15	0,1	60	28
	C2				43
	C3				50
	C4				30
	C1	30			19
	C2				30
	C3				30
	C4				15
	C5	0			16
	C6				50
	C7				50
	C8				13
	C5	15			20
	C6				25
	C7				6
	C8				3
	C5	30			3
	C6				30

Tableau 3. 2 Résultats de synthèse des outils.

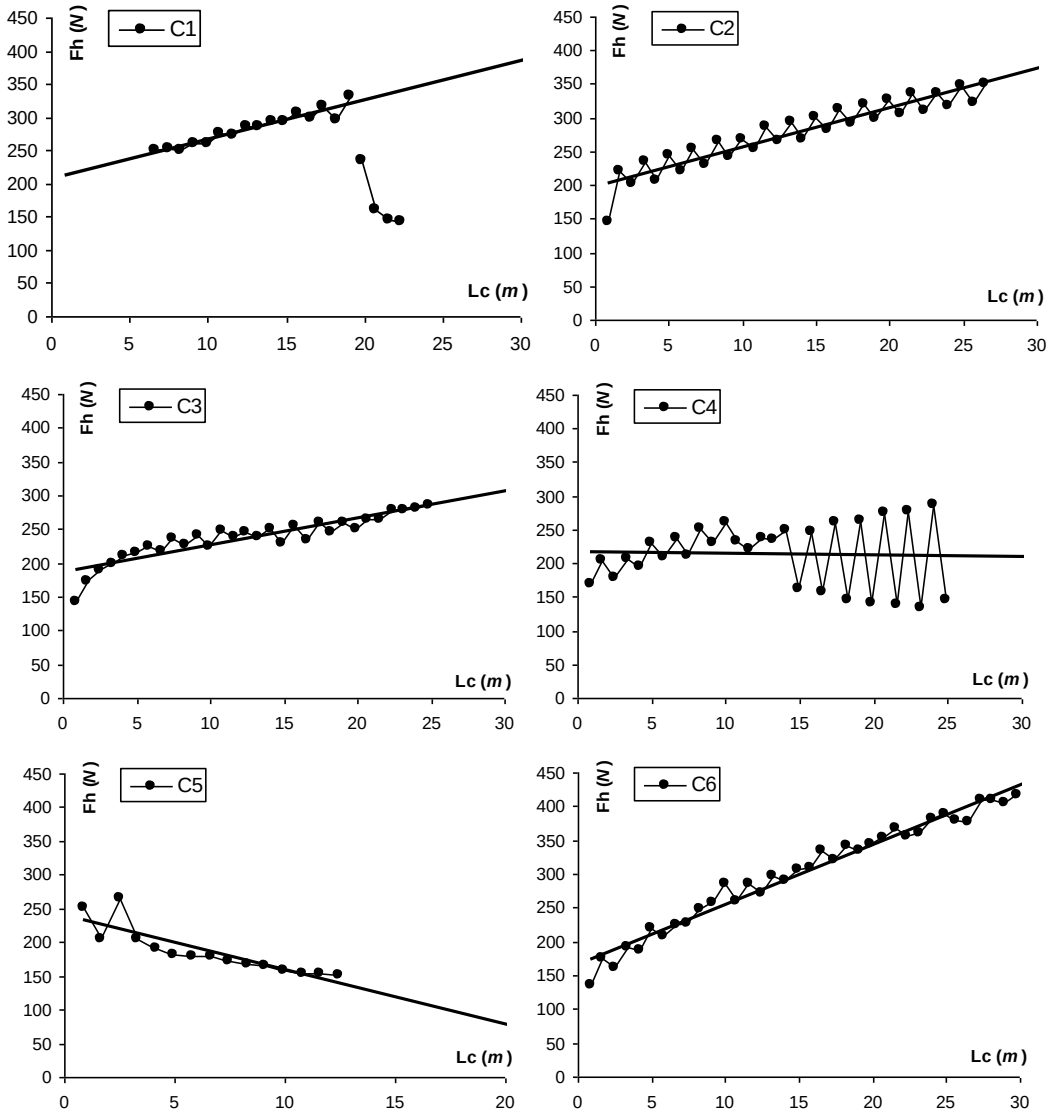


Figure 3. 14 Evolution de l'effort F_h en fonction de la longueur usinée L_c pour C1, C2, C3, C4, C5 et C6 avec V_c=60m/min, f = 0,1mm et α = 30°.

Sur la *figure 3.15* on remarque que pour α=0° le revêtement BS donne des efforts plus importants (commence à 200N) et aussi une légère augmentation de l'effort d'avance en fonction de L_c, mais par contre pour le revêtement CN F_h reste constant à une valeur autour de 150N. Pour α=15° les deux revêtements ont un comportement similaire jusqu'à L_c=20m, où F_h pour BS augmente plus rapidement. Pour α=30° l'augmentation du F_h pour CN est plus régulière que pour BS, où on remarque à partir de 6m usiné une augmentation très importante ($\approx 50N$) due certainement à l'écaillage de l'arête de coupe de l'outil. Le revêtement CN a des valeurs de F_h plus faibles, ce qui peut signifier moins de délaminage, et un comportement plus régulier, ce qui peut signifier une usure plus prédictive surtout pour α=30° ou le comportement du BS est imprévisible. Le comportement du revêtement CN est meilleur aussi que celui du revêtement C3.

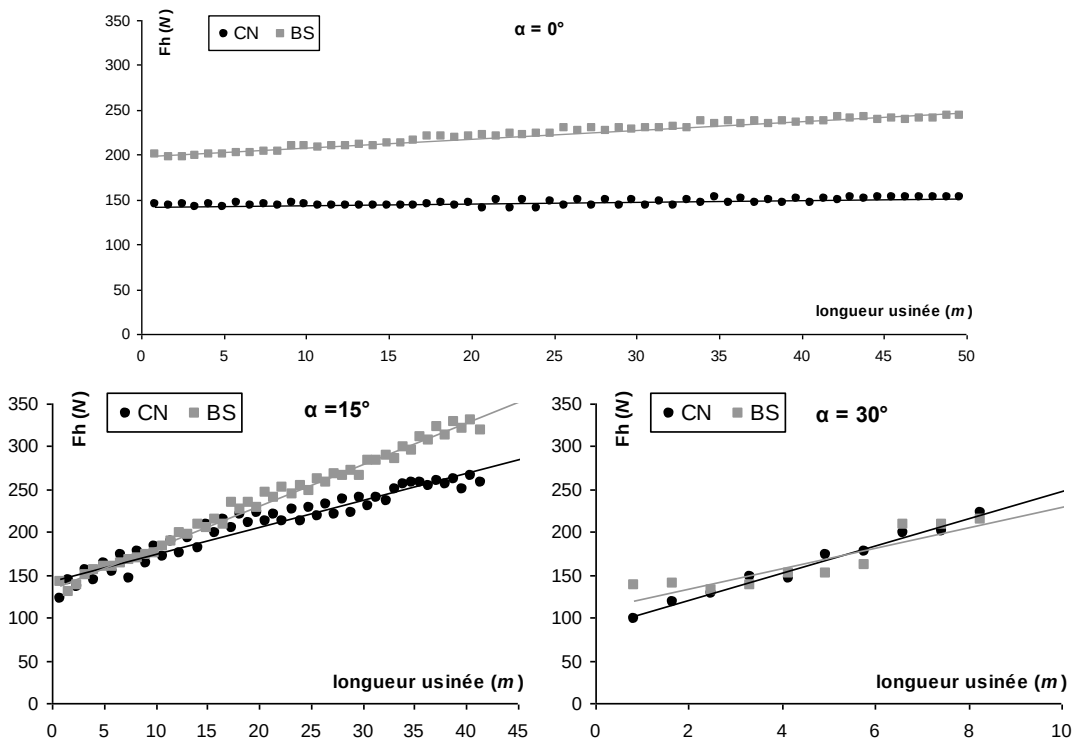


Figure 3. 15 Evolution de l'effort F_h en fonction de la longueur usinée L_c pour les revêtements CN et BS avec V_c=60m/min, f = 0,1mm.

Carbure	*Revêtement*	*α* (°)	*f* (mm)	*Vc* (m/min)	*Lc* (m)
H13A	CN	0	0,1	60	50
	BS				50
	CN	15			42
	BS				42
	CN	30			9
	BS				9

Tableau 3. 3 Résultats de synthèse des outils.

3.1.1.6 Endommagement du composite

Bien que l'étude bibliographique ait soulevé les limites de l'utilisation de la mesure des états de surface pour quantifier avec fiabilité les endommagements dus à la coupe, les critères de rugosité relevés permettront tout de même une étude comparative des surfaces usinées. Les évolutions constatées seront recoupées avec des observations macro et microscopiques. Celles-ci permettront la compréhension du comportement de la structure du composite (fibres et matrice) et de la formation des endommagements créés sous l'action de l'arête de coupe de l'outil.

3.1.1.6.1 Formation du copeau

Parce que le processus de coupe est un phénomène très rapide, l'observation de la formation du copeau (débris) en cours d'usinage est très difficile. Dans ce domaine, les deux techniques expérimentales les plus utilisées sont l'essai de coupe interrompue ou

«Quick-stop» et l'utilisation de caméra vidéo rapide. La première technique est très intéressante pour obtenir une micrographie du copeau en formation, surtout utilisée pour les matériaux métalliques, mais nécessite un dispositif spécial d'arrêt de la coupe qui modifie quand même la cinétique de la coupe et la géométrie du copeau. Dans notre étude, nous avons choisi d'observer la coupe à l'aide de la vidéo rapide (cf. *figure 3.16* et *Annexe 2*).

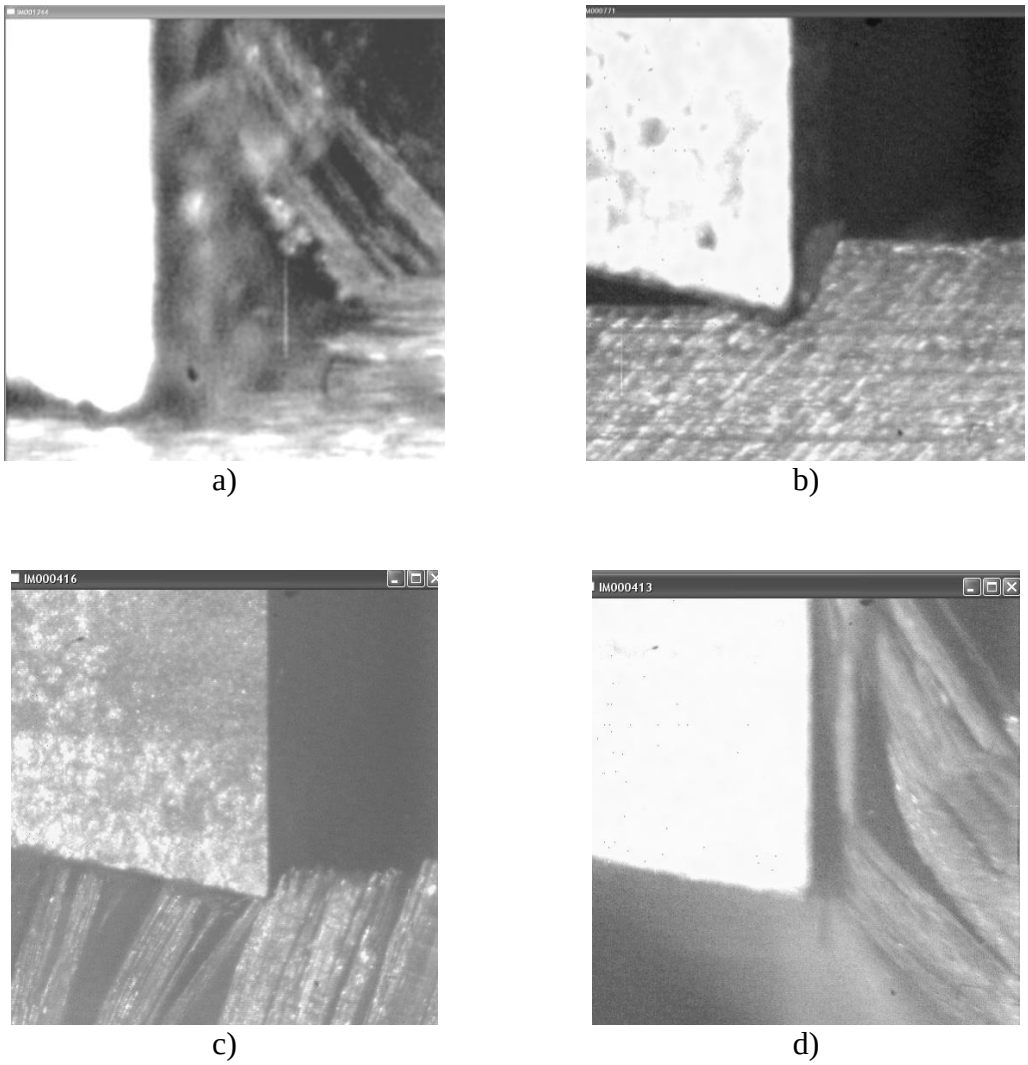


Figure 3. 16 Images des débris en formation pendant l'usinage des composites unidirectionnels : a) orienté à 0°, b) orienté à 45°, c) orienté à 90°, d) orienté à -45°.

L'obtention d'images nettes et avec suffisamment de contraste demande de réaliser un compromis difficile entre la vitesse d'acquisition, la résolution des images et l'éclairage. C'est pourquoi la plupart des enregistrements effectués à l'aide de cette technique s'opèrent dans le domaine des très faibles vitesses de coupe. Toutefois, l'objectif dans cette étude est d'acquérir une image du copeau en formation à des vitesses de coupe relativement élevées (60*m/min*) représentatives des vitesses de coupe utilisées dans l'industrie (notamment en perçage). Le dispositif est constitué d'une caméra vidéo rapide Phantom v4 couplée à un microscope longue distance Questar QM-100 (cf.

figure 2.1, *paragraphe 2.2.1.4*) qui permet d'observer une surface de 500×500μm jusqu'à 2×2mm autour de la pointe de l'outil. Cette dimension autorise la visualisation de la formation du copeau dans son intégralité. Mais cela nous oblige néanmoins à prendre la résolution maximale de 512×512 pixels de la caméra et par conséquent à sélectionner une vitesse d'acquisition d'approximative 1000 images/sec. Pour l'éclairage, une source de lumière blanche avec conducteur par fibre optique est utilisée. Pour éviter le flou des images, il est nécessaire de choisir le temps d'exposition le plus faible (10μs) (cf. *figure 3.16*). La présence des débris éjectés par la coupe perturbe la netteté des films.
Pendant les essais en coupe orthogonale des composite unidirectionnels, les efforts de coupe F_c et d'avance F_h sont mesurés à la fréquence de 3kHz à l'aide d'une table Kistler montée sur le porte-outil. Les efforts de coupe et d'avance correspondants aux mêmes essais que pour la visualisation de la formation des débris ont également été mesurés et sont présentés sur la *figure 3.17*.

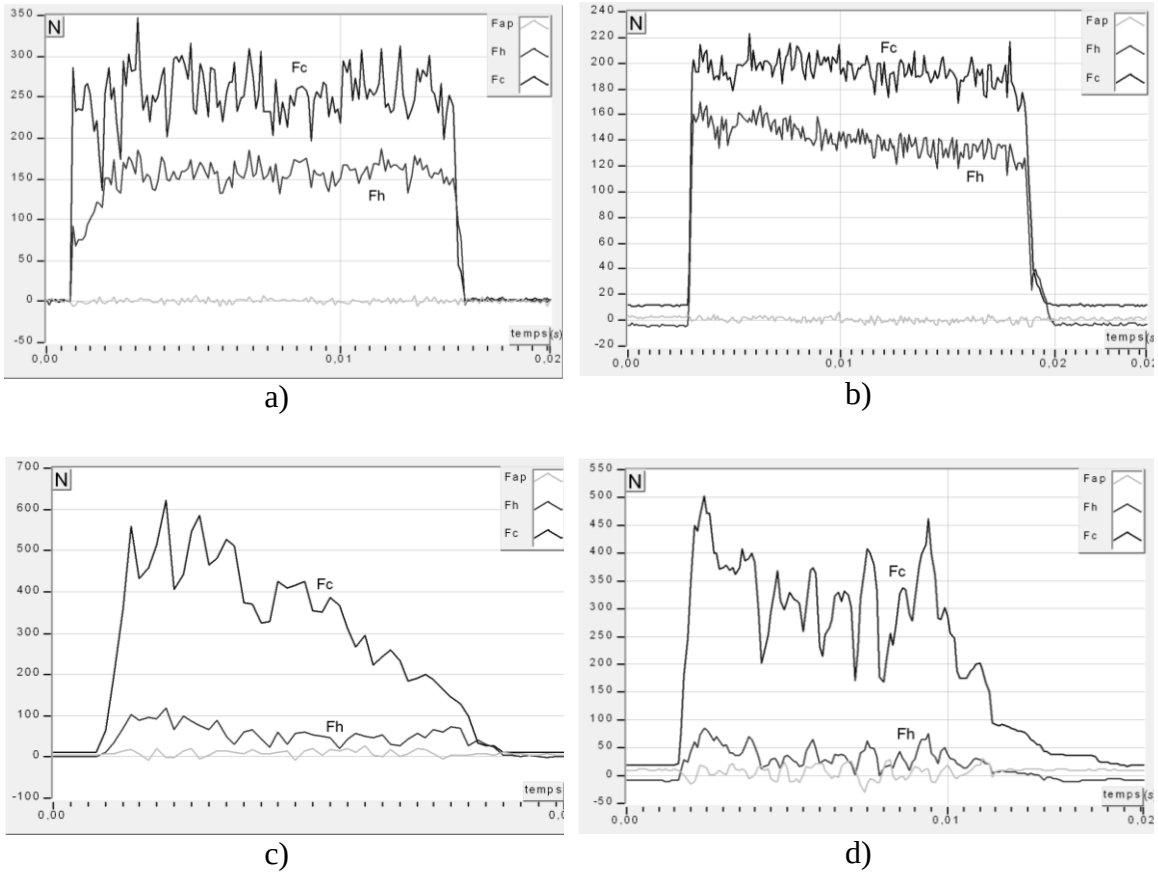


Figure 3. 17 Efforts de coupe F_c et efforts d'avance F_h, mesurés pendant les essais en coupe orthogonale sur la raboteuse, V_c=6m/min, f = 0,2mm et α = 0° : a) orienté à 0°, b) orienté à 45°, c) orienté à 90°, d) orienté à -45°.

3.1.1.6.2 Endommagement produit par la coupe

La rugosité des surfaces engendrées par usinage dans des matériaux composites peut difficilement être améliorée suivant les principes employés pour les matériaux métalliques. Par contre, l'état de surface dépend directement de l'avance, alors que la

vitesse de coupe V_c est d'influence mineure. Cependant, quand les matériaux ont plusieurs directions principales de renforcement, la dépendance envers l'avance est moindre que dans le cas des composites unidirectionnels. Il est probable que ceci résulte de l'effet de support de la région usinée par les couches voisines dans lesquelles les directions de renforcement sont différentes. Le but de la manipulation est de mettre en avant l'usure progressive de l'outil et l'endommagement de la pièce à travers plusieurs relevés de mesures de rugosité dans le temps et à des points particuliers du matériau.

L'analyse des composantes de l'effort de coupe, de la rugosité de surface, et du niveau pendant la coupe orthogonale des éprouvettes unidirectionnelles va montrer l'influence prépondérante de l'orientation des fibres sur la coupe (cf. *tableau 3.4*), bien que l'étude bibliographique a montré aussi cette influence.

Vc (*m/min*)	f (*mm*)	θ (°)	Fh (*N*)	Fc (*N*)	Ra (*µm*)	Niveau (*mm*)
60	0,05	0	169	105	0,81	0
		45	263	121	0,79	0
		90	176	181	1,54	-0,01
	0,1	0	205	188	1,16	0
		45	291	181	1,52	0,005
		90	174	452	2,33	-0,017
	0,15	0	218	237	1,18	0
		45	297	231	1,89	0,01
		90	184	612	3,06	-0,025
	0,2	0	227	280	1,22	0
		45	309	260	1,8	0,01
		90	189	702	3,38	-0,025
6	0,05	0	177	121	1,27	0
		45	275	153	0,83	0,025
		90	143	106	3,97	-0,005
		-45	8	41		
	0,1	0	223	205	1,37	0
		45	301	177	1,4	0,1
		90	231	466	2,81	-0,02
		-45	22	135		
	0,15	0	247	272	1,39	0
		45	307	242	1,04	0,15
		90	251	684	3,54	-0,03
		-45	52	290		
	0,2	0	260	328	2,62	0
		45	316	280	1,04	0,25
		90	487	921	4,25	-0,06
		-45	38	327		

Tableau 3. 4 Essais en coupe orthogonale pour un outil H13A avec α = 0°.

Pour les orientations à 0° et à 45° l'effort de coupe F_c a approximativement les mêmes valeurs et sont plus basses que pour les orientations à 90° et à -45°. Pour les orientations plus grandes que 90° l'outil fléchit les fibres avant de les couper, et déploie donc un effort important. Par contre pour l'effort d'avance F_h on observe des influences inverses. Les valeurs les plus grandes de F_h sont obtenues avec l'orientation à 45°, ce qui nous fait penser que cette orientation va user rapidement l'outil. L'effort de coupe et l'effort d'avance augmentent avec la diminution de la vitesse de coupe.
Pour les orientations à 0° et à 45° on peut distinguer des valeurs de la rugosité R_a plus basses que pour les orientations à 90° et à -45°. Les défauts très importants correspondant à l'orientation à -45° sont visibles à l'œil nu (cf. *figure 3.18*). Avec l'augmentation de l'avance, R_a augmente pour toutes les orientations. On remarque les valeurs les plus importantes pour l'orientation à 90° et une augmentation de R_a avec la diminution de la vitesse de coupe V_c, par contre pour l'orientation à 45° on constate une diminution de R_a avec la diminution de V_c.
Le niveau a été mesuré en utilisant comme surface de référence la surface usinée de la pièce unidirectionnelle orientée à 0°. Par rapport à cette surface de référence les surfaces des autres orientations ont été mesurées. Les valeurs du niveau les plus grandes sont obtenues avec l'orientation à 45° et les plus petites avec l'orientation à -45° et ensuite avec celle à 90°. Suite a des défauts très importants visibles à l'œil nu, le niveau de l'orientation à -45° n'a pas été mesuré.
Pour les orientations plus grandes que 90°, où l'outil fléchit les fibres avant de les couper, on distingue donc des efforts plus importants, un état de surface plus mauvais (R_a plus important) et un plan de coupe plus bas que pour les autres orientations.

Figure 3. 18 Défauts survenu sur la pièce unidirectionnelle orientée à -45° avec un outil H13A.

La *figure 3.19* montre des images MEB de la surface usinée. Les couches (plis) présentées sont celles à 45°, -45°, 0 ° et 90°. L'effet le plus notable sont les dommages graves produit sur les couches à -45°. Ces images montre une vue microscopique des dommages sur les couches à -45° (cf. *figure 3.19 a), b)* et *d)*).

Des fibres nues, parallèles aux plan de coupe, dans les couches à 0° sont très visibles (cf. *figure 3.19* c*)* et *d)*). Contrairement à l'usinage du matériau unidirectionnel, le fléchissement des fibres à 90° du composite multidirectionnel est limité dû à la stabilité fourni par les couches adjacentes (voisines). Des dommages peuvent être observés (cf. *figure 3.19 a)*) sur les couches orientées à 90° qu'en fin d'usinage. En raison de

l'ampleur des dommages sur les couches avec des fibres à -45°, les paramètres standards de rugosité sont insuffisants. Lors de la coupe d'une couche à 90°, l'outil fait incliner les fibres et passe en dessous du plan de coupe théorique. Il n'y a plus de défauts importants dus au cisaillement, les défauts de coupe sont limités, donc on trouve juste des défauts dus au décollement de l'interface fibre/matrice.

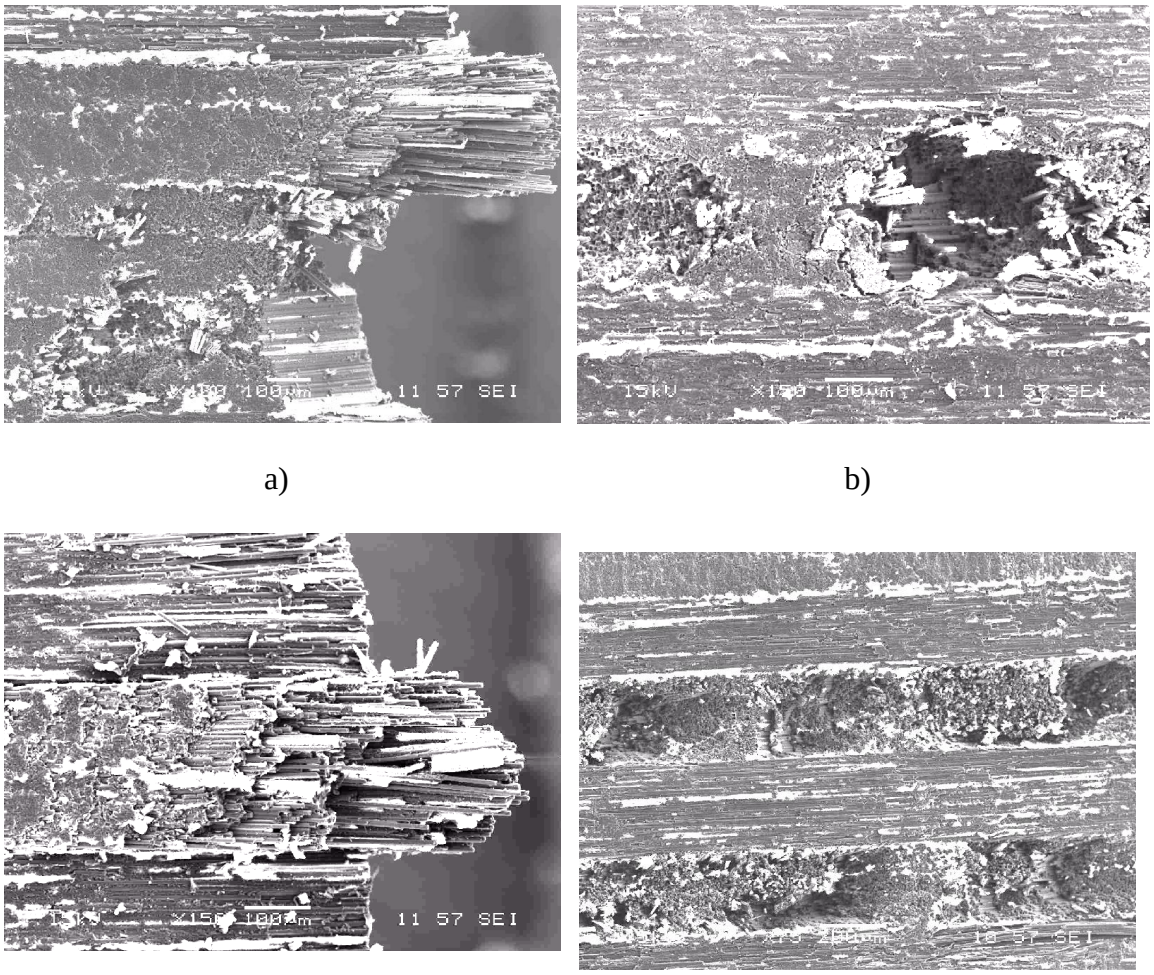


Figure 3. 19 Images MEB de l'endommagement de la pièce avec l'outil H13A pour V_c=60m/min, f=0,2mm : a) interface 45°/90°/-45° pour α=15° ; b) interface 0°/-45°/0° pour α=15° ; c) interface 0°/45°/0° pour α=15° ; d) interface 0°/-45°/0°/-45° pour α=30°.

Lors de la coupe d'une couche à -45°, les fibres glissent sur la face de coupe de l'outil et finissent par être énormément inclinées et arrachées à la fin de l'usinage (cf. *figure 3.19 a)*). On remarque des défauts importants qui se propagent vers l'intérieur, dus au décollement de l'interface fibre/matrice.

Lors de la coupe d'une couche à 0°, l'outil décolle les fibres de la matrice, les déforme et coupe comme sur du bois. L'usinage des fibres à 0° produit des grands débris fragmentés, quand les fibres à -45° sont arrachées il y a endommagement des couches voisines en l'occurrence ici la couche à 0° (cf. *figure 3.19 b)*). Donc l'endommagement des couches à -45° est minimisé dû à la stabilité fourni par les couches adjacentes à 0°.

Lors de la coupe d'une couche à 45°, l'outil arrive à couper la couche directement. L'outil coupe la fibre d'abord par cisaillement primaire dans un plan perpendiculaire à l'orientation des fibres et ensuite par cisaillement secondaire (décollement de l'interface fibre/matrice) dans un plan parallèle à l'orientation des fibres. L'existence d'irrégularité est due au matériau : au lieu de le couper, l'outil le casse, pas toujours de façon nette. A la fin de l'usinage les fibres ne sont plus coupées à cause du fléchissement des fibres. L'analyse visuelle au MEB a révélé la présence de bavures (cf. *figure 3.19 a)* et *c)*). La dissymétrie entre l'existence et le manque (au début de la pièce) de ces bavures est expliquée par l'action de l'outil combinée à la direction de coupe.

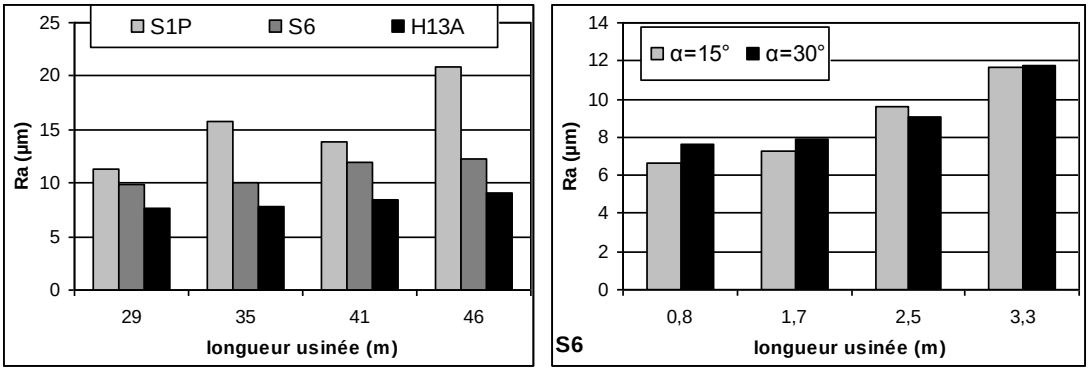
L'analyse des orientations autour de 0° (-10° et +10°) n'a révélé aucune différence significative. L'usinage de l'orientation à -10° donne des R_a et un niveau ($\approx$-5μm) plus faibles que pour l'orientation à 0°, par contre l'usinage de l'orientation à 10° donne des efforts de coupe plus élevés que pour l'orientation à 0°. En considérant que l'usinage des orientations à $\pm$10° reste dans les mêmes plages de conditions de coupe, de R_a et du niveau que l'orientation à 0° la décision de ne pas montrer les séries d'essais (mesures) de ces orientations a été prise.

3.1.1.6.3 Etat de surface

Les mesures de rugosité sur le composite multidirectionnel étaient influencées de manière significative par la variation de l'orientation des couches et de la direction de mesure. Sur les couches à 45° et 90° on observe des bosses, les fibres seules (nues) ont été habituellement observées sur les couches à 0°. L'observation répétitive des dommages importants (crevasses) sur les couches à -45° est due à l'arrachement des paquets des fibres et à la décohésion de l'interface fibre/matrice qui créent des zones profondes (négatives) dans les profils mesurés pris transversalement à la direction d'usinage. Des mesures longitudinales prises parallèlement à la direction de coupe n'ont pas indiqué des grandes différences pour les orientations à 0° et 45°. Par conséquent, la rugosité R_a ne semble pas capable d'indiquer la qualité de l'état de surface usinée sans méthodes additionnelles d'observation.

Les relevés de rugosité sont effectués en plusieurs endroits particuliers (au début, au milieu, et à la fin de la pièce).

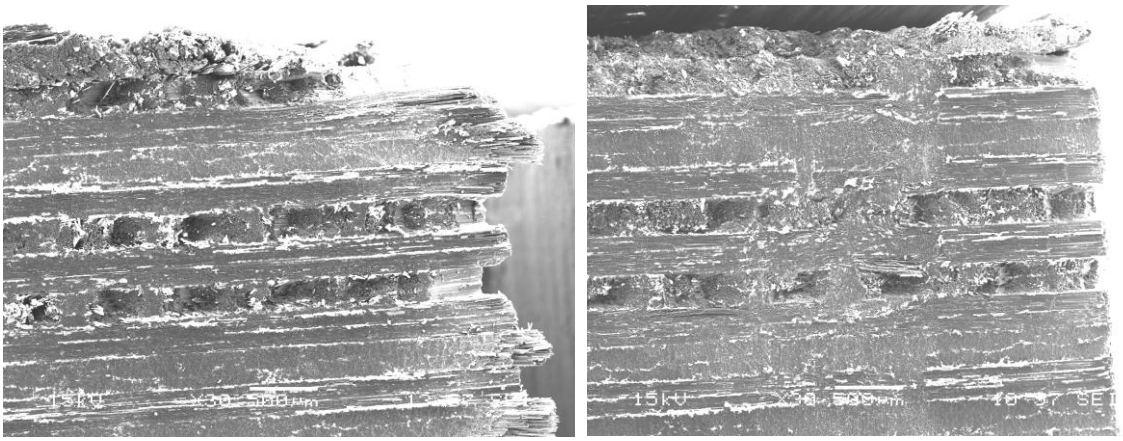
On remarque que la forme de R_a en fonction de la longueur usinée n'est pas régulière, mais on observe une certaine augmentation (cf. *figure 3.20 a)*). On peut conclure que la rugosité augmente avec L_c, donc l'usure de l'outil augmenterait aussi de la même façon. Mais ceci n'est vrai que d'un point de vue global car si l'on se focalise sur un passage de l'outil sur la pièce entre les points extrêmes (au début et à la fin de l'usinage), on peut obtenir une rugosité supérieure à celle que l'on pourrait croire en se basant sur une augmentation linéaire de la rugosité. Nous avons donc effectué la mesure au milieu de la pièce entre le début et la fin de l'usinage et nous avons mesuré une rugosité parfois plus grande que la rugosité mesurée à la fin de l'usinage ou parfois plus petite qu'au début de l'usinage. Une explication concernerait l'arrachement des paquets de fibres. Le fait que les fibres ont été arrachées et non coupées vient du fait même de la structure du composite, avec des couches de fibres différentes (0°, 45°, -45°, 90°) par rapport à leur voisine.



a) b)

Figure 3. 20 Evolution de la rugosité en fonction de la longueur usinée : a) comparaison entre S1P, S6 et H13A, b) comparaison pour S6 entre α=15° et α=30°.

En comparant les outils on peut constater sur la *figure 3.20 a)* que l'outil avec moins de carbures de Ti et Ta donne une qualité de surface meilleure. Les carbures de Ti et Ta sont des matériaux durs, ce qui produit plus de chaleur pendant la coupe (cf. *figure 3.9*), d'où l'usure plus importante de l'arête de coupe ce qui se traduit par une faible qualité de surface. La rugosité mesurée pour l'outil S6 avec α=30° n'est pas meilleure que pour α=15° (cf. *figure 3.20 b)*). Les couches orientées à -45° sont parfois arrachées et parfois non. On observe à certaines endroits que l'interface 0°/-45° est endommagée, c'est-à-dire que les fibres à -45° sont arrachées avec les fibres à 0° (cf. *figure 3.21 b)*). Comme l'outil est plus vite détérioré avec l'augmentation de l'angle de coupe ($L_c \approx 10m$ pour α=30°, $L_c \approx 40m$ pour α=15° et $L_c \approx 50m$ pour α=0°), celui-ci quand il est usé produit des défauts sur les couches à $-45°$ plus importants pour α=30° que pour α=15° (cf. *figure 3.21 a)* et *b)*). On remarque généralement une qualité de surface meilleure pour α=30°.



a) b)

Figure 3. 21 Images MEB de la qualité de la surface usinée : a) α=15°, b) α=30°.

La *figure 3.22* représente une mesure transversale de la rugosité R_a du composite multidirectionnel. Des zones avec des valeurs négatives (crevasses) apparaissent de

façon régulière sur la courbe du R_a, et représentent un arrachement des paquets de fibres (les fibres orientées à -45°). Les crevasses (se présentant sous la forme de cavités) apparaissent de façon régulière c'est à dire tous les millimètres, ce qui correspond à la séquence des couches à $-45°$. Dans la configuration -45°, la vitesse relative de l'arête de coupe par rapport aux fibres tend à les soulever avant de les sectionner. Il se crée une 1ère fissure qui pénètre plus ou moins loin le long des interfaces fibres/matrice pendant la formation du copeau. Cette 1ère fissure indiquée précédemment pénétrera d'autant plus loin dans la matière usinée que l'épaisseur du copeau sera grande. A faible valeur de l'avance *f* la surface présente de très nombreux arrachements. Mais dès que l'avance *f* prend des valeurs supérieures, la structure surfacique prend l'aspect de nombreuses zones de fibres mal coupées en surépaisseur.

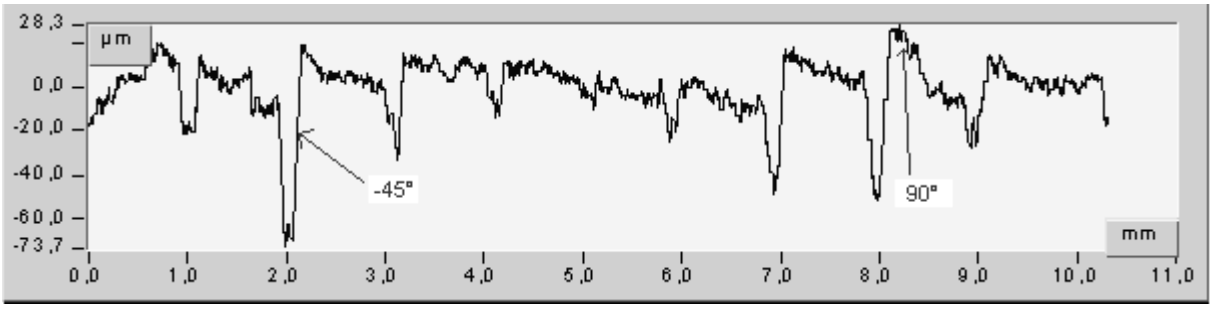


Figure 3. 22 Signal mesuré de la rugosité sur le composite multidirectionnel avec V_c = 60m/min, *f*=0,2mm et L_c=30m.

Les crevasses apparaissent ainsi presque régulièrement ce qui nous permet de remarquer certaines orientations des fibres usinées en coupe orthogonale. L'analyse précédente sur l'unidirectionnel a montrée que les couches à 0°, 90°, 45° et –45° n'avaient pas la même influence sur les efforts de coupe, sur l'endommagement et sur la rugosité.
Dans un premier temps on s'est intéressé à des mesures transversales afin d'expliquer et de montrer les différences entre les nombreuses couches à travers la mesure de rugosité. Ensuite on a essayé d'identifier les différentes couches.

En regardant la disposition des couches et comparant avec la mesure de R_a (cf. *figure 3.22*), on a distingué que les parties où les creux se formaient étaient celles correspondant aux couches de fibres à -45° et celles où les bosses apparaissaient, étaient assimilables aux couches à 90° ou à 45° (ou à l'interface 45°/90°).

Afin de confirmer nos hypothèses, on a effectué avec un profilomètre optique des mesures de rugosité transversalement en se plaçant sur des parties du matériau où les 4 orientations se retrouvaient cote à cote.

En regardant la disposition des différentes couches en 3D (cf. *figure 3.23 e)* et *f)*), en se basant sur les affirmations précédentes, comme quoi les parties où les creux se formaient étaient celles correspondantes aux couches de fibres à -45°, et en sachant la disposition des plis dans le composite on a réussi à tirer quelques conclusions intéressantes à partir des profils 2D de rugosité. Les profils 2D (cf. *figure 3.23 a), b), c)* et *d)*) représente des plans perpendiculaires à la surface usinée.

Les figures *3.23 e)* et *3.23 f)* montrent la surface usinée, sur laquelle on ne peut pas distinguer à l'œil nu une différence significative pour l'orientation à -45° entre α=15° et α=30°. Le profilomètre optique nous donne les profils et les valeurs de R_a et permet mieux expliquer les phénomènes. Les fibres inclinées à -45° amplifient le phénomène de décohésion de la surface usinée, tandis que les fibres orientées à 45° se compriment les unes sur les autres avant leur cisaillement par l'arête de coupe.

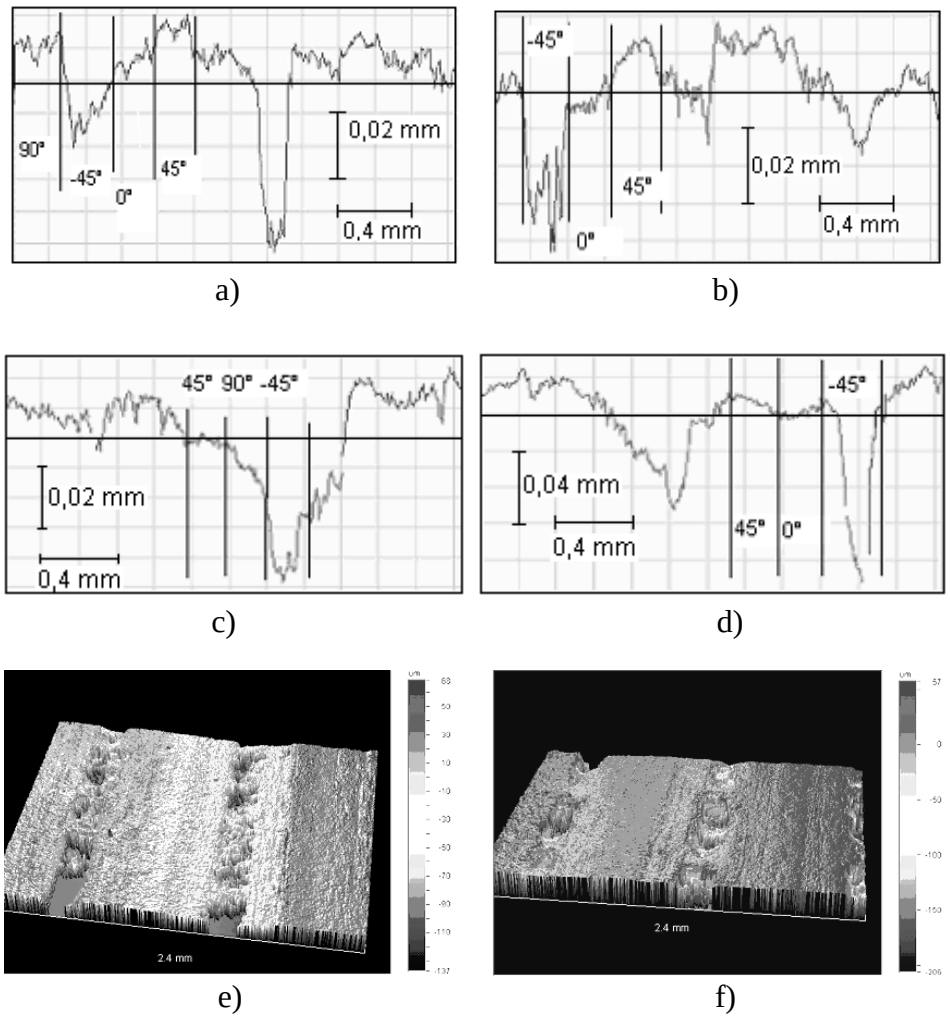


Figure 3. 23 Profils de la surface usinée avec un profilomètre optique pour V_c = 60m/min, f = 0,2mm : a) 2D avec α=15°, b) 2D avec α=15°, c) 2D avec α=30°, d) 2D avec α=30°, e) 3D avec α=15°, f) 3D avec α=30°.

On peut remarquer (cf. *figure 3.23 a)*) que les couches ont différents niveaux. De la plus basse à la plus haute, les couches sont les suivantes : -45°, 0°, 90°, 45°. On retrouve les mêmes conclusions que pour l'unidirectionnel, sauf pour les orientations à 0° et 90°, où la couche à 90° était plus basse que celle à 0°. Ceci peut être expliqué par les couches voisines du composite multidirectionnel qui influencent beaucoup la coupe des fibres, donc à l'interface –45°/0° on voit un arrachement des fibres à 0° qui sont enlevées avec celles à –45°. Cela crée une transition entre les deux niveaux. On peut remarquer la même chose à l'interface 0°/45°. Par contre sur la *figure 3.23 d)* on observe l'orientation à 0° un peu plus bas que celle à 45° et sur la *figure 3.23 c)* on observe l'orientation à

90° encore plus bas que celle à 45°. Donc la couche à 90° est plus basse que celle à 0°, ce qui rejoint les conclusions de l'unidirectionnel.

Comme on peut le voir sur la *figure 3.23 b)*, les couches sont bien démarquées pour α=15°, par contre pour α=30° (cf. *figure 3.23 c)* et *d)*) on observe que les bords des couches ne sont pas très bien définis. Pour α=30° on peut mieux distinguer cette zone de transition entres les couches : par exemple cette zone est visible à l'interface 0°/45°. Les crevasses qui représentent les couches à -45° sont presque les mêmes, et si on ne voit pas de très grandes différence entre les couches à 0° et à 45°, on peut dire que la surface usinée est meilleure à un angle de coupe de 30°, en tout cas pour les couches à 0° et à 45° (cf. *figure 3.23 d)*). Cette différence pas trop importante ($\approx 5\mu m$) rejoint les valeurs du Niveau de l'unidirectionnel (cf. *tableau 3.4*). A l'interface 90°/-45° les fibres à 90° sont arrachées avec les fibres à -45° ce qui provoque une crevasse plus large que celle créée au niveau de l'interface 0°/-45° et qui influence beaucoup la qualité de la surface usinée. Avec les profils 2D on peut maintenant distinguer une différence pour l'orientation à -45° entre α=15° (des profondeurs ≈ 30 à $50\mu m$) et α=30° (des profondeurs ≈ 50 à $90\mu m$).

Les mesures de rugosité pour les composites étaient influencées de manière significative par la variation de l'orientation des couches et de la direction de mesure. La couche à 45° est plus haute que les autres. Des fibres seules (sans résine) ont été habituellement observées sur les couches à 0°. L'observation répétitive de dommages importants (crevasses) sur les couches à -45° est due à l'arrachement des fibres qui créent des vallées profondes dans les profils mesurés (pris transversalement à la direction d'usinage).

3.1.1.7 Endommagement des outils

L'outil attaque les fibres du composite en les couchant sur la surface usinée dans le cas de la configuration de 45° et en les soulevant dans celle de -45°. Dans la configuration -45°, les fibres sont soulevées par l'arête de coupe avant d'être coupées (ouverture en mode I puis cisaillement), tandis que dans la configuration -45°, elles sont comprimées entre l'arête de coupe et la surface usinée puis sectionnées. L'évolution de la rugosité en fonction de la longueur usinée par l'outil a donc été examinée pour vérifier l'influence éventuelle de l'usure de l'outil. Cette rugosité côté 45° augmente sensiblement avec la longueur parcourue par l'outil, donc avec l'usure des arêtes contrairement au côté -45° où l'état de surface semble être insensible à cette usure. La formation effective du copeau ainsi que la rugosité de surface qui en découle sont particulièrement dépendantes de l'orientation des fibres par rapport à la direction de coupe. L'influence de la détérioration de l'acuité de l'arête de coupe de l'outil est immédiatement visible sur l'évolution de l'état de surface du côté 45°, alors qu'elle n'est pas encore détectée du côté -45°, du fait du niveau médiocre de la rugosité de cette orientation dès le début du travail de l'outil.

3.1.1.7.1 Usure par abrasion

L'usure par abrasion c'est l'enlèvement de matière sur l'outil par des constituants durs appartenant au matériau usiné. Elle est due essentiellement aux frottements copeau/outil et aux frottements outil/pièce. L'usure par abrasion se caractérise par la formation de

zones striées, ou sous forme d'arrondi au niveau de l'arrête, dans la direction de contact avec la surface usinée de la pièce ou dans la direction du copeau qui glisse le long de la face de coupe. Le diamètre moyen des fibres de carbone dans ce stratifié est de $7\mu m$. Le rayon de l'arête de coupe de l'outil neuf est du même ordre de grandeur. Les fibres sont donc sectionnées franchement. Lorsque l'outil s'use, le rayon de l'arête tranchante atteint environ $30\mu m$. L'usure par abrasion apparaît donc à la fois sur la face de coupe et sur la face de dépouille des outils. Ce sont les particules dures (provenant de la fibre) qui sont à l'origine de cette usure. Elles peuvent être présentes comme particules qui se trouvaient entre l'outil et la pièce ou provenir de l'outil lui-même par d'autres mécanismes d'usure. Le médiocre tranchant de l'arête de coupe de l'outil WC crée des refoulements de matière usinée et des frottements plus importants (cf. *figure 3.24*, [GHID_03]). Combinés avec de faibles vitesse d'avance de l'outil dans la matière, ces frottements matériau composite/face de dépouille génèrent de la chaleur au niveau de la surface usinée.

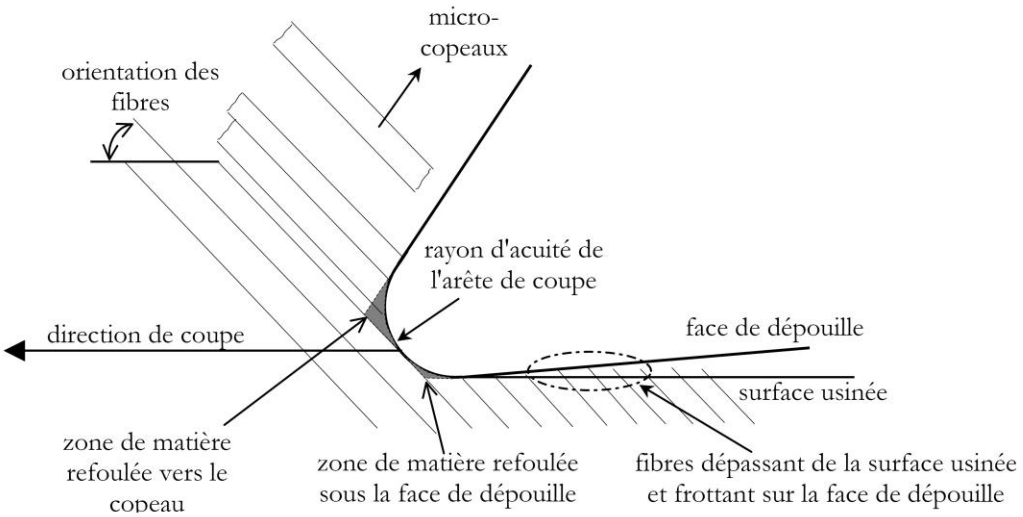
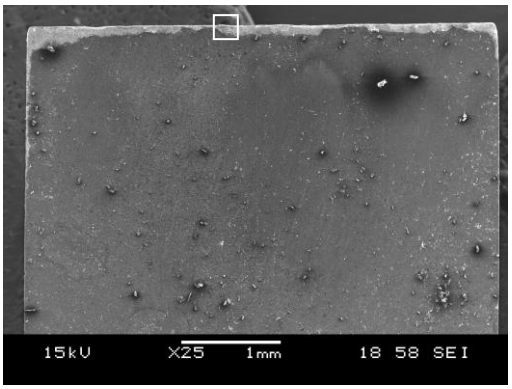
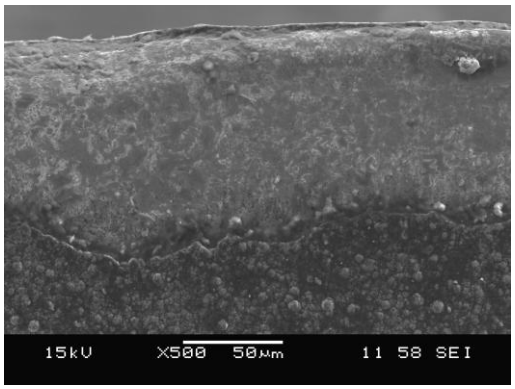


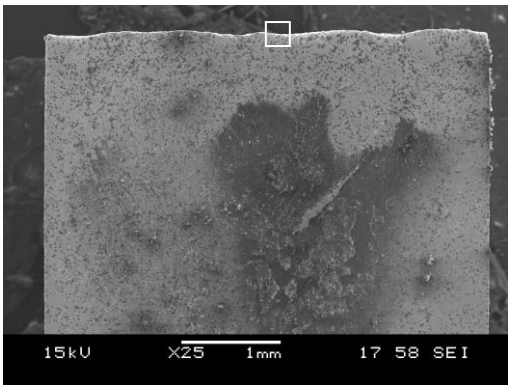
Figure 3. 24 Refoulement de matière usinée par l'arête de coupe et frottements à l'interface surface usinée/face de dépouille [GHID_03].

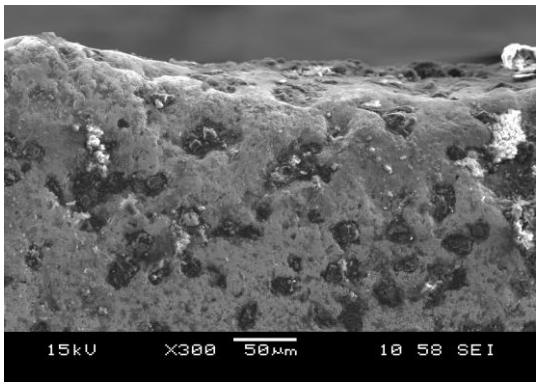
L'usure par abrasion est l'usure dominante et apparaît sous forme d'arrondi de l'arête de coupe (cf. *figure 3.25*) et surtout sous forme de stries (cf. *figure 3.26*). L'usure des outils augment avec l'angle de coupe α. Pour des angles de coupe de 15° et 30° l'usure se traduit par des grandes écailles. L'usure du C1 et C3 devrait être semblable en raison du revêtement diamant, mais le revêtement C1 s'use plus vite à cause de sa faible épaisseur. L'usure du C4 et C2 est presque identique en raison du revêtement extérieur DLC. Pour le revêtement C2, la couche de DIAMECO$^+$ a disparu mais il reste la sous-couche de diamant fin ce qui ralentit l'usure. L'usure du C5 et C6 est raisonnable en comparaison avec les outils WC-Co revêtu C1, C2, et C4, mais nous n'avons pas obtenu les résultats attendus. Afin d'améliorer les résultats du C5 et C6, on a utilisé C7 et C8, qui n'ont pas donné de bons résultats. L'usure produite avec α=0°, α=15° et α=30° du revêtement C3 est plus lente que pour C1, C2, C4, C5, C6, C7 et C8.



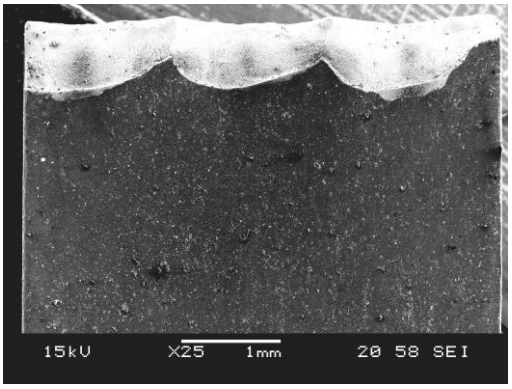


Revêtement C3, α=0°, L_c = 50m

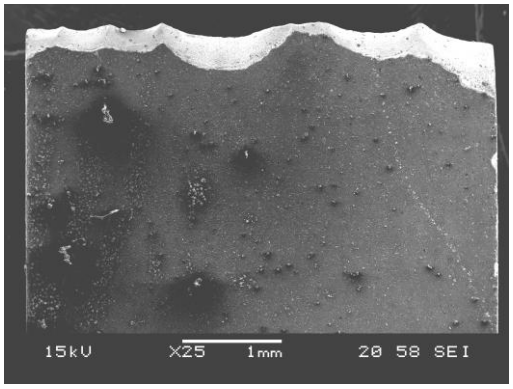




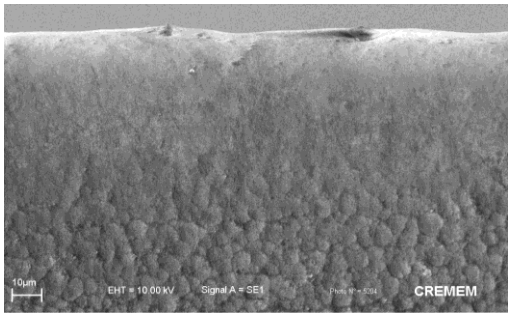
C5, α=0°, L_c = 50m



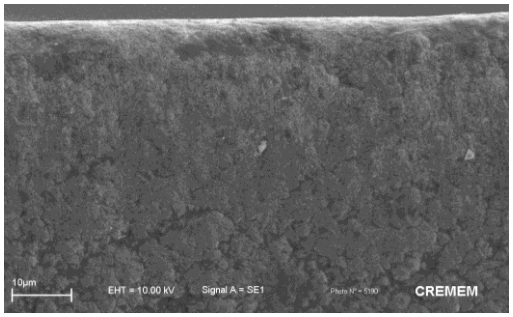
Revêtement C3, α=15°, L_c = 50m



Revêtement C3, α=30°, L_c = 25m



Revêtement BS, α=0°, L_c = 50m



Revêtement CN, α=0°, L_c = 50m

Figure 3. 25 Images MEB de la face de coupe des outils avec V_c = 60m/min, f = 0,1mm.

L'usure des revêtements BS et CN est régulière. Le revêtement CN a une usure en face de coupe plus faible que le revêtement BS (2 fois plus faible) (cf. *figure 3.25*). Le comportement du revêtement CN est meilleur du point de vue de l'usure des outils.
Sur la *figure 3.26* on peut distinguer l'usure en dépouille sous forme de stries. L'image MEB nous montre l'évolution de l'usure. Bien qu'on l'ait vu dans le deuxième chapitre (cf. *paragraphe 2.3.2.1*) nous rappellerons que le revêtement C4 est composé de deux sous-couches : DLC et CrN+TiB_2. On peut remarquer sur l'image MEB trois zones d'usure : d'abord c'est le DLC qui est enlevé, après c'est la couche de barrière thermique (TiB_2) qui part ensemble avec la couche adhérente (CrN), et au dernièr moment le carbure se trouve à nu et par la suite va être usé.
Les analyses d'interférométrie par lumière blanche avec un profilomètre optique sont donc très intéressantes pour les observations des surfaces des plaquettes (face de coupe et de dépouille) (cf. *figure 3.26*) car elles permettent de caractériser des formes d'usure par abrasion. Sur la *figure 3.27* on peut voir un profil en 3D et 2D respectivement de l'arête de coupe usée. L'outil S6 s'use principalement sur la face de dépouille. Le rayon du bec de l'outil S6 après une longueur usinée L_c de 50m atteint une valeur d'environ 40 à 50μm.

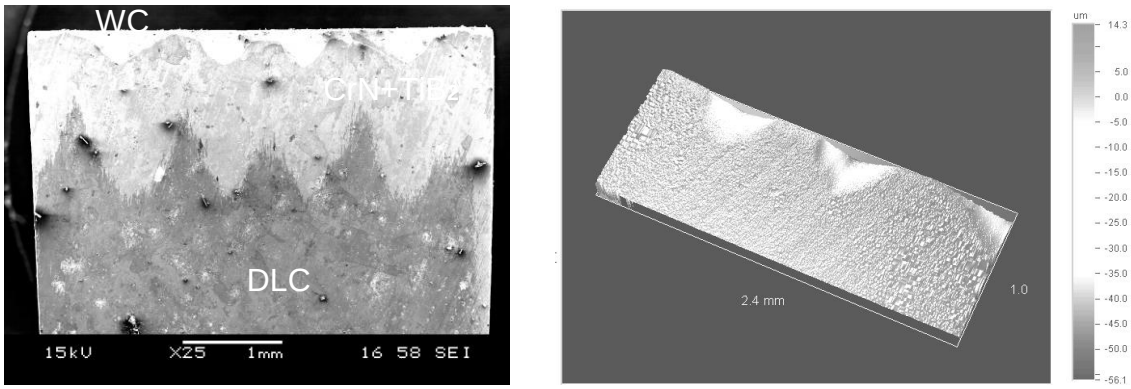


Figure 3. 26 Image MEB de la face de dépouille et profil 3D correspondant pour C4 avec α=0°, V_c = 60m/min, L_c = 50m, f = 0,1mm.

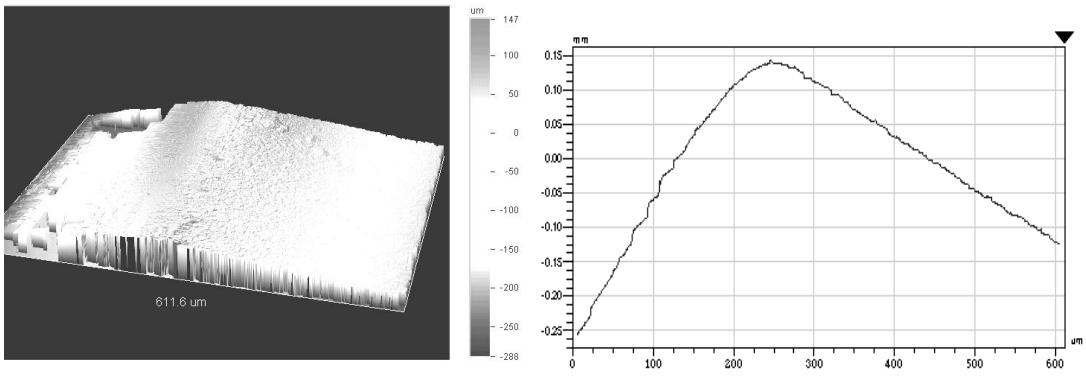


Figure 3. 27 Profils 3D et 2D de la pointe de l'outil S6 avec α = 15° pour l'observation de l'usure par abrasion.

La rugosité extérieure de la pièce produite pendant l'usinage des matières composites ne peut pas facilement être améliorée comme pour les matériaux métalliques. La qualité extérieure dépend directement de l'avance et pas de la vitesse de coupe. Cependant, quand le matériau usiné a plusieurs directions de renfort, la dépendance à l'égard de l'avance devient moins importante que pour les composites unidirectionnels. On a remarqué que Ra augmente quand la longueur de coupe L_c augmente.
La *figure 3.28* illustre le mécanisme d'adhérence sur la surface d'outil (face de coupe) produite à l'interface 45°/90°/-45°. On a observé sur les films obtenus avec la camera rapide que le rabotage de l'orientation à 45° produit une éjection assez importante. Pour l'orientation à -45° les fibres frottent sur la face de coupe quand elles fléchissent et sont poussées par l'outil avant d'être coupées. Le même phénomène existe pour l'orientation à 90°, mais moins accentué. Donc la combinaison de ces phénomènes produit cette adhérence. La température produite par le frottement facilite l'adhérence de la poussière du composite usiné sur la face de coupe de l'outil.
Dans la configuration des couches (plis) à 45° on peut remarquer que celle-ci affecte la surface tranchante de l'outil davantage que la configuration à -45°. Les couches orientés à 45° use le plus l'outil et les couches orientées a -45° use le moins (cf. *figures 3.25, 3.26* et *3.28*).

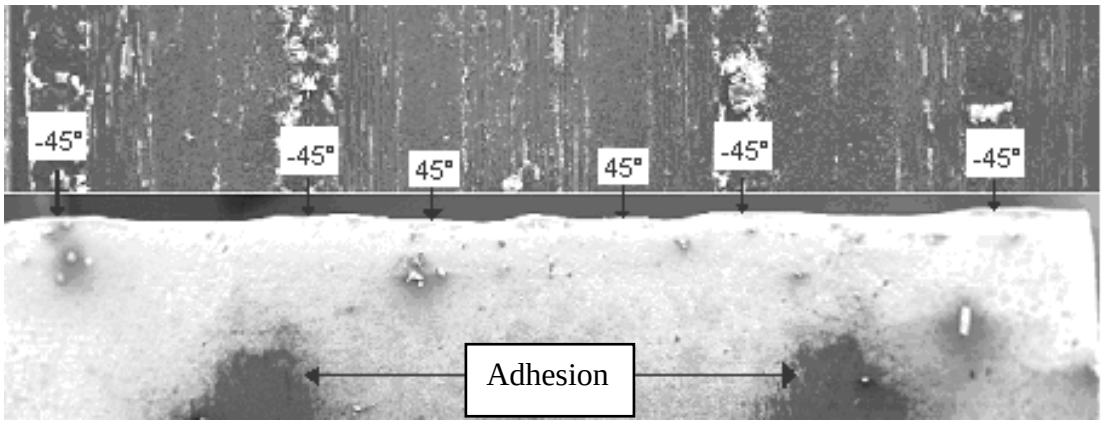


Figure 3. 28 Image MEB de la face de coupe de l'outil H13A avec α=0°, V_c=60m/min, L_c=50m, f=0,1mm.

3.1.2 Conclusion

L'analyse de la formation des copeaux dans l'usinage du matériau composite multidirectionnel a montré la formation des copeaux discontinus progressant le long de la face de coupe. Ceux-ci étaient semblables aux dispositifs de formation de copeau dans l'usinage du matériau unidirectionnel avec une orientation des fibres supérieure à 90° (orientations négatives). Généralement, la longueur du copeau de l'usinage du composite était plus grande que celle dans l'usinage du matériau unidirectionnel. Les caractéristiques après usinage de la formation de copeau observées pour le composite étaient également tout à fait semblables à celles du matériau unidirectionnel, en particulier dans les couches à 0° et 45°. Des fragments de copeaux plus grands ont été produits dans l'usinage des couches à 0 °. Plusieurs fibres à 0° ont été détachées à cause de la flexion (flambage et compression). De plus on observe aussi un décollement des fibres et de la résine thermodurcissable. De très petits copeaux ont été vus dans

l'usinage des couches à 45°, avec le dégagement du copeau, selon la direction des fibres (cf. *figure 3.16 b)*). La fracture (fissuration) des fibres était parallèle à la direction des fibres.

La principale caractéristique des fibres à -45° est la propagation en profondeur des défauts à cause de la traction et du délaminage subis par les fibres. Le soutien apporté par les fibres voisines dans une structure multidirectionnelle limite les dégradations. Les défauts des fibres à 90° se limitent aux décollements entre la fibre et la matrice. Les défauts à -45° sont plus importants : dus au cisaillement le long de l'interface fibre/matrice et rupture perpendiculaire à la direction de la fibre en dessous du plan de coupe. La géométrie de l'outil semble ne pas avoir d'effet sur les défauts causés.
L'usinage d'un matériau à fibres multidirectionnelles produit moins de défauts que celui d'un matériau à fibres unidirectionnelles. Cependant, d'importantes variations de l'effort de coupe ont été observées et attribuées aux fibres orientées à 90° et à -45° (ceux-ci engendrent de par leur orientation des efforts de coupe importants). Enfin, les meilleurs résultats seraient attribués à l'usinage des fibres orientées à 45°. La réalisation de ces essais a permis la mise en évidence de conditions de coupe optimales et le choix du revêtement, utilisé par la suite pour augmenter la durée de vie de l'outil, lors de l'usinage d'un composites aux fibres multidirectionnelles (0°, 45°, -45°, 90°). Cette géométrie du composite ne facilite pas la tâche lors de l'analyse. Les expériences réalisées sur des fibres unidirectionnelles orientées à 0°, 45° , -45° et 90° ont permis de mieux comprendre les phénomènes mis en jeux et leurs interactions lors de l'usinage.
L'orientation des fibres est un paramètre majeur sur le niveau d'endommagement créé par la coupe. La rugosité de la surface usinée est dans tous les cas médiocre pour des orientations négatives des fibres, comparée aux orientations positives.
L'acuité de l'arête de coupe est un paramètre important. L'usure rapide de l'arête de coupe des outils en carbure de tungstène augmente significativement la rugosité de la surface usinée. Une bonne acuité d'arête sectionne les fibres au plus près de la surface usinée théorique. Une acuité d'arête médiocre (outil WC usé) laisse des fibres à nue dépasser de la surface usinée. Pour que cette acuité d'arête reste plus longtemps vive l'utilisation d'un revêtement diamant devienne intéressante.
Le critère de rugosité habituel (*Ra*) ne corrèle pas toujours avec les contrôles visuels des surfaces usinées. Les dimensions des endommagements, leur répartition sur la surface peuvent ne pas être prises en compte dans les mesures de la rugosité.

Les expériences réalisées ont permis de choisir : la carbure métallique (H13A), le revêtement (diamant CN et BS), conditions de coupe optimales (angle de coupe α=0°, avance f=0,05-0,1*mm* et vitesse de coupe V_c=60*m/min*) à utiliser par la suite.

3.2 Perçage sur banc

Parmi toutes les opérations d'usinage, le perçage à l'aide du foret hélicoïdal est la méthode généralement la plus appliquée pour produire des trous pour riveter et assembler les structures. L'importance du processus de perçage est évidente, de nombreux développements dans la conception et la fabrication des forets, dans la recherche durable de l'exécution améliorée de ceux-ci et de leur production plus économique sont effectués régulièrement. Le perçage est l'opération la plus souvent utilisée pour assembler les matériaux composites dans les structures.
Les dommages de décollement (délaminage) provoqués par l'effort d'avance de l'outil ont été identifiés en tant qu'un des principaux problèmes pendant le perçage. La qualité des surfaces usinées dépend fortement des paramètres de coupe. Plus l'effort d'avance est grand, plus le délaminage est sérieux. La géométrie de foret est également considérée comme un des facteurs les plus importants qui affecte les performances du perçage. L'arrachement de paquets de fibres représente un marqueur de la bonne qualité ou non du perçage (représenté en pourcentage de la totalité de la surface usinée, au dessus duquel les trous sont de mauvaise qualité). L'anisotropie du composite est à l'origine de ce défaut. Il est dû à une configuration dans laquelle l'inclinaison relative des fibres par rapport à l'arête de coupe ou par rapport à la direction de la vitesse de coupe est celle de -45°. Dans ce cas, les fibres subissent une action de coupe qui provoque de l'arrachement. Le matériau constitutif de l'outil, par le biais de son usure et son acuité d'arrête influence ce phénomène. La caractérisation des arrachements est le plus souvent qualitative et se fait de manière visuelle (cf. *figure 3.29*).

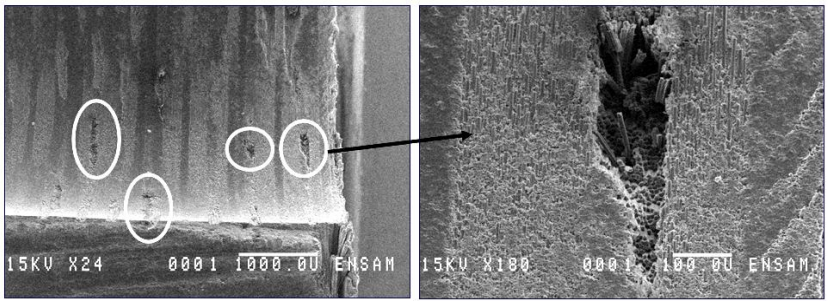


Figure 3. 29 Images MEB d'un arrachement sur la paroi d'un trou percé.

La détection visuelle des dommages, le développement et la conception des nouveaux outils revêtus, et l'influence des paramètres de coupe ont été étudiés. L'influence de l'usure de l'outil est également considérée comme un facteur très important qui affecte les performances du perçage. Le délaminage se produit à l'entrée et à la sortie de la pièce (cf. *figure 3.30*). Lors de l'usinage, à mesure que le foret progresse, le nombre de plis qui s'opposent à l'effort de pénétration diminue. Quand l'outil est usé au-delà d'une profondeur critique, le nombre de plis est insuffisant et il y a décohésion de la matière à l'interface entre deux plis. Lorsque ce phénomène se manifeste au niveau des derniers plis du stratifié, on parle plutôt d'écaillage. On peut caractériser ce défaut en mesurant la profondeur et l'étendue du délaminage.

a) en entrée b) en sortie

Figure 3. 30 Délaminage en perçage.

3.2.1 Résultats d'essais

Les matériaux étudiés sont constitués de fibres de carbone haute résistance T800 et de résine thermodurcissable de type époxyde 914 (cf. *paragraphe 2.3.3*). Pour la réalisation des différents essais, nous avons utilisé plusieurs types d'outils du commerce. Ensuite en fonction des résultats obtenus, des prototypes ont été définis et fabriqués. La totalité des outils est détaillée au *tableau 2.5* (cf. *paragraphe 2.3.2.2, Chapitre II*). Le banc de perçage utilisé est équipé d'un système de mesure et d'acquisition des données. Pour l'interprétation de ces données, le logiciel Labview permet, au cours du perçage, d'analyser les données en fournissant l'évolution des efforts de coupe et du couple. Les plaques utilisées ont une épaisseur approximative de 25*mm*. Pour chaque outil, 23 trous ont été percés. Les essais ont été réalisés afin d'étudier les influences de l'avance, de la vitesse de rotation et de l'usure de l'outil sur l'effort axial F_a généré. C'est pourquoi, nous avons introduit trois avances par tour f différentes : 0.05, 0.1, 0.15*mm/tr* et un groupe de vitesses de coupe V_c différentes (cf. *tableau 3.5*).

Matériau d'outil	Carbure et carbure revêtue			PCD	
Diamètre	$\phi = 5mm$	$\phi = 6mm$	$\phi = 10mm$	$\phi = 6mm$	$\phi = 10mm$
V_c (m/min)	47,12	56,6	113,1	56,6	113,1
	94,24	113,1	169,7	113,1	169,7
	141,4	169,7	226,2	169,7	226,2
	188,5	226,2		226,2	282,8
				282,8	339,3
				339,3	395,9
				395,9	452,4
				452,4	509
				509	565,5
				565,5	622

Tableau 3. 5 Valeurs utilisés du V_c.

Pour les outils en carbure de 6*mm* de diamètre, deux types d'essais ont donc été réalisés : tout d'abord, 4 essais avec une avance f constante (0.05*mm/tr*) et une vitesse de rotation N variable (3000, 6000, 9000 et 12000*tr/min*) puis 15 essais avec une avance

f variable (0.05, 0.1, 0.15*mm/tr*) et *N* = 3000*tr/min* et enfin 4 essais avec *f* constant (0.05*mm/tr*) et *N* variable (3000, 6000, 9000 et 12000*tr/min*) (cf. *figure 3.34 a)*).
Pour les outils en carbure de 10*mm* de diamètre la même séquence des essais a été réalisée sauf que les vitesses de rotation *N* variable (3000, 6000, 9000 et 12000*tr/min*) ont été adaptées au diamètre pour garder les mêmes vitesses de coupe.
Pour les outils en PCD, il a fallu trouver une vitesse de rotation qui s'adapte mieux à la capacité de coupe du foret (*N* = 9000*tr/min* pour $\phi = 6mm$ et *N* = 15000*tr/min* pour $\phi = 10mm$). Ensuite, un groupe d'essais a été réalisé avec cette vitesse de rotation et une avance variable (0.05, 0.1, 0.15*mm/tr*).
Pour les outils revêtus la même séquence d'essais a été réalisée que pour les outils en carbure (cf. *figure 3.34 b)*).

Enfin, pour étudier l'influence de l'usure de l'outil sur l'effort axial, nous avons tenu compte de la longueur de coupe L_c atteinte par chaque foret à chaque perçage (cf. *équation 3.1*).

$$L_c = \frac{h}{f} \cdot \sqrt{f^2 + (\pi \cdot \phi)^2} \tag{3.1}$$

où *h* représente l'épaisseur du matériau percé, *f* l'avance et ϕ le diamètre de l'outil. Cette formule donne une valeur approchée de Lc ; en réalité, celle-ci est légèrement supérieure (cf. *figure 3.31*).

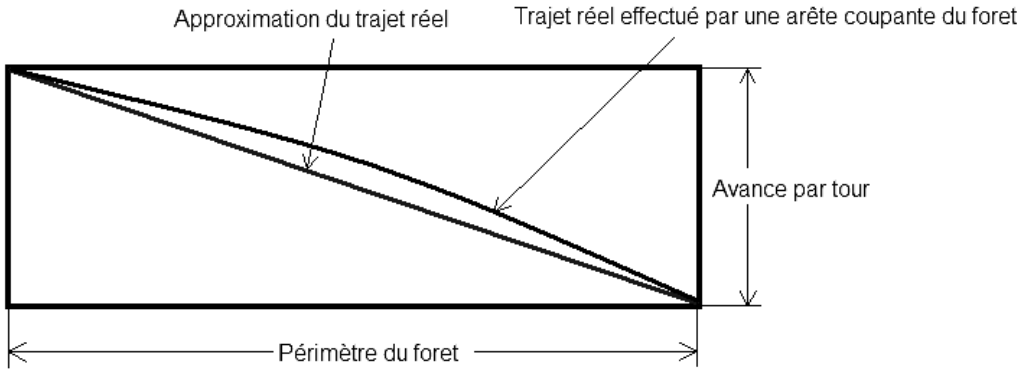
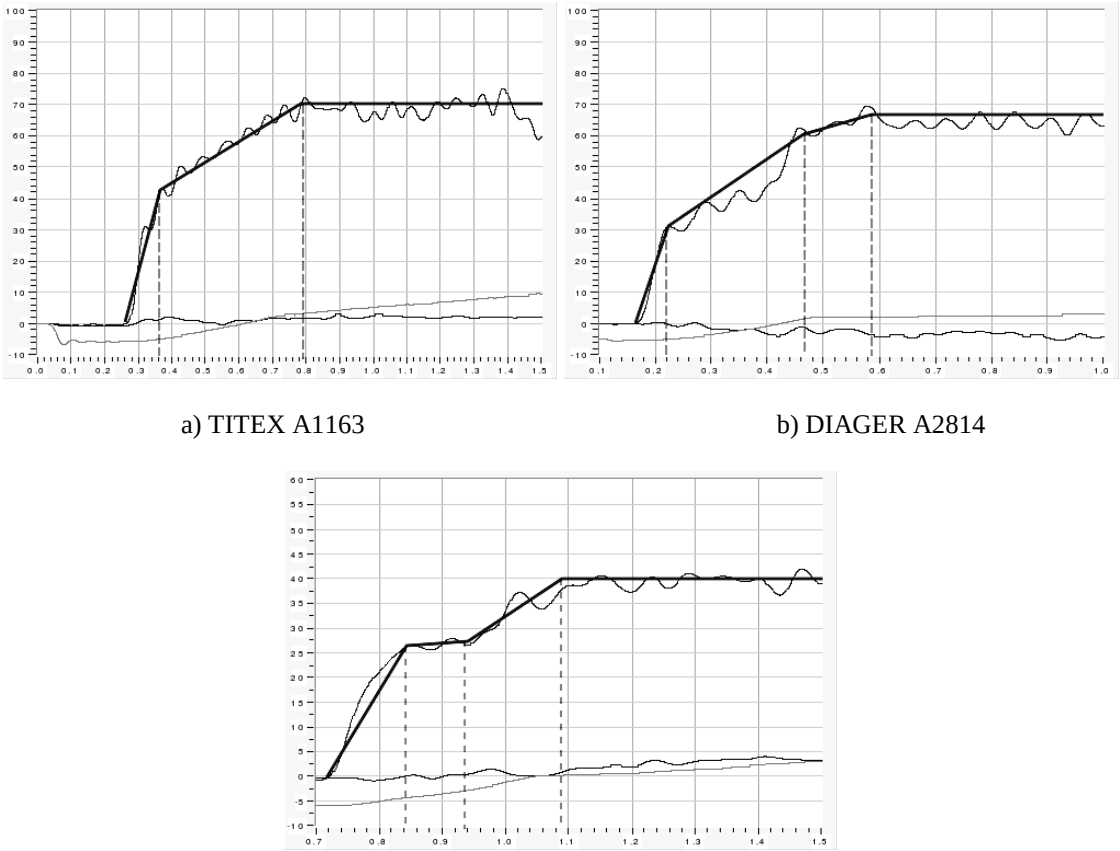


Figure 3. 31 Longueur de coupe effectuée pendant un tour du foret.

3.2.1.1 Influence des paramètres de coupe et de la géométrie des outils

Le logiciel Labview nous donne les signaux des efforts axiaux et radiaux et du couple par l'intermédiaire du capteur KISTLER. Les signaux enregistrés ont ensuite été filtrés afin de déterminer une courbe de tendance des efforts et du couple pendant le perçage. Enfin, nous pouvons analyser ces signaux filtrés.
Les moyennes de l'effort axial F_a révèlent comment est influencé par les paramètres de coupe (*f* et V_c) ainsi que l'usure de l'outil. Enfin, la description des différentes phases de chaque perçage nous donnera l'influence de la géométrie de l'outil et explicitera le comportement de l'outil.

Sur la *figure 3.32*, nous pouvons observer que pour l'outil DIAGER 22690, lors de la rentrée dans le matériau (*Zone* $A \rightarrow B$, cf. *figure 2.12*, *paragraphe 2.2.2.1*), l'effort axial est décomposé en 3 phases. Ceci montre que cet outil conduit à une meilleure distribution de la pression à l'entrée du trou. Ceci est dû à un bon affûtage au centre et aux doubles dépouilles. L'outil TITEX A1163 a, quant à lui, un effort séparé en deux phases et la moyenne de l'effort axial est plus élevée. La différence de forme de F_a entre l'outil DIAGER 2814 et TITEX A1163 est dû à l'angle de l'affûtage au centre : positif pour le premier et négatif pour le deuxième.



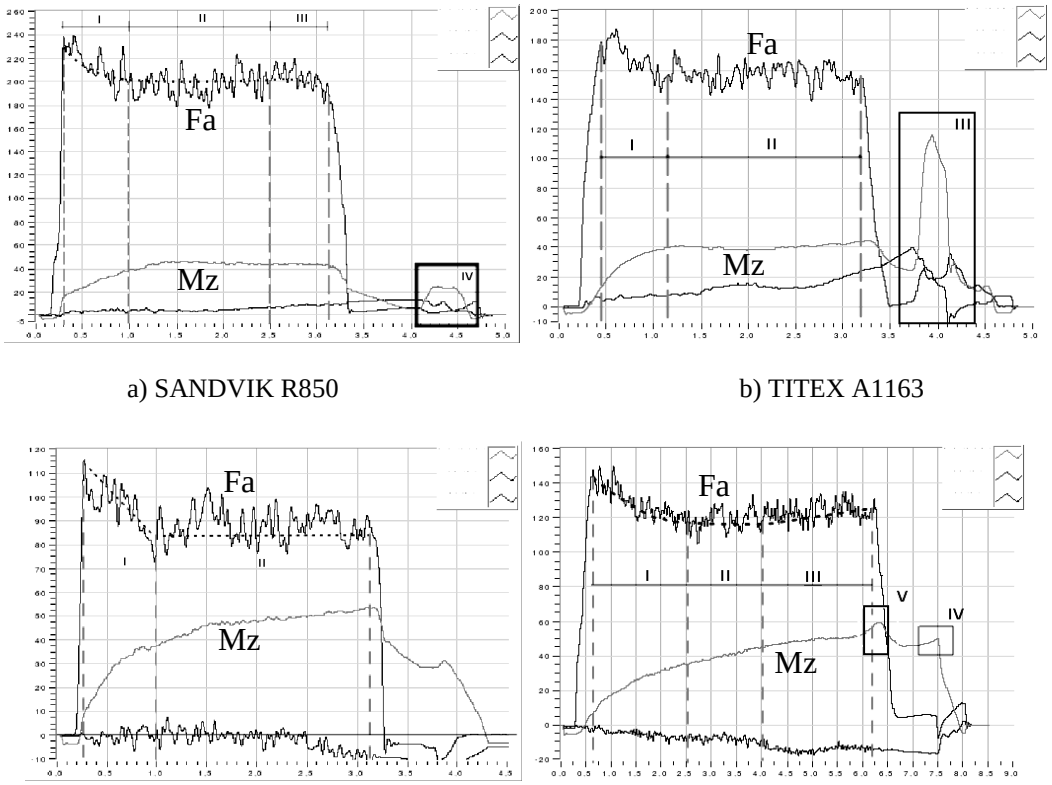
a) TITEX A1163 b) DIAGER A2814

c) DIAGER 22690

Figure 3. 32 Parties des graphes qui correspondent à l'entrée dans le matériau (*Zone* $A \rightarrow B$). Essais réalisés avec *N*=3000 tr/min et un *f* =0,05 mm/tour.

Sur la *figure 3.33* on observe sur tous les graphes une légère diminution de l'effort axial F_a après que l'outil ait commencé à usiner (phase I). Cette diminution est sûrement due au fait que l'outil a du mal au départ à couper les premières fibres. Il pousse les fibres en entrée du matériau et la pointe rencontre des difficultés à rentrer dans la plaque. Apres cette zone l'outil ne rencontre pas de difficultés à couper les fibres et l'effort axial est constant (phase II). Près de la face de sortie du matériau l'effort axial diminue progressivement (phase III, sur la *figure 3.33 a)*). Cette légère diminution peut correspondre à une déformation des dernières couches ; elle peut conduire à un éventuel délaminage sur la face de sortie du matériau.
On remarque une augmentation du couple M dans la phase I pour tous les outils. Quand l'outil est dans la pièce le couple est constant (cf. *figure 3.33 a)* et *b)*), ou augmente

progressivement jusqu'à la sortie ce qui est dû au frottement des fibres mal coupées qui dépassent la paroi du trou (cf. *figure 3.33 c)* et *d)*).
Il existe une partie (phase III sur la *figure 3.33 b)*, phase IV sur la *figure 3.33 a)* et *d)*) où le moment a des valeurs élevées lors du recul du foret. Cet accroissement signifie qu'il reste des fibres mal coupées en sortie du trou et dans le trou même qui impliqueraient une friction sur le foret lors de son retrait. Il existe aussi une partie (phase V sur la *figure 3.33 d)*) lors de la sortie de la pointe de l'outil où le moment augmente légèrement, ce qui signifie que le foret ne coupe pas bien les fibres de la dernière couche et produit une déchirure qui augmente le frottement.



a) SANDVIK R850 b) TITEX A1163

c) DIXI 1290 d) DIAGER A2814

Figure 3. 33 Evolution de l'effort axial et du couple de perçage avec *N* = 3000tr/min et : a) f = 0,1mm/tr, b) f = 0,1mm/tr, c) f = 0,05mm/tr, d) f = 0,05mm/tr.

Après avoir filtré les acquisitions d'efforts précédentes, nous avons relevé les moyennes de l'effort axial et du moment et étudié leur évolution en fonction de la longueur de coupe usinée pour chaque outil. Le graphe spécifique à l'outil DIAGER 22690 (cf. *figure 3.34 a)*) montre l'influence de l'avance, de la vitesse de rotation et de l'usure de l'outil pendant le processus de perçage.

On constate sur l'évolution de l'effort axial F_a :

- Une influence directe entre l'effort axial et la vitesse de rotation : si la vitesse de rotation augmente, l'effort axial augmente.
- Une influence directe entre l'avance et l'effort axial : pour une avance plus grande, l'outil exerce un effort plus important sur le matériau.

En ce qui concerne l'évolution du moment M_z, on peut constater sur la *figure 3.34 a)* :

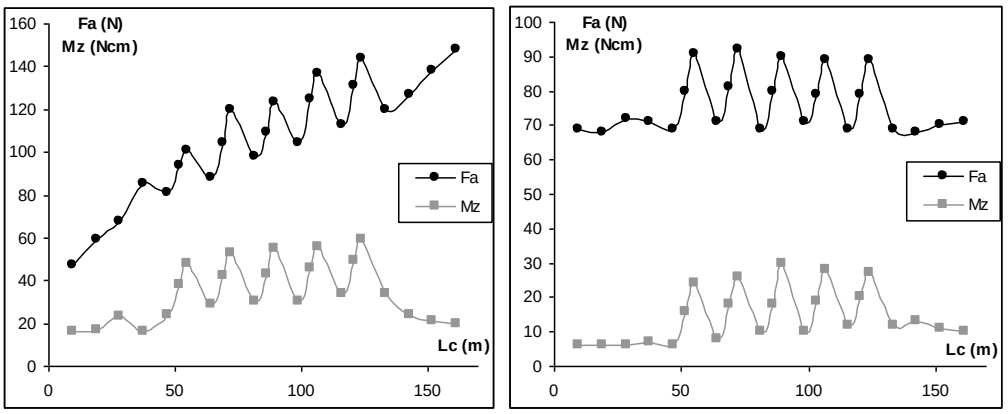
- Une augmentation de la vitesse de rotation entraîne une légère diminution du moment, surtout bien visible à partir de L_c=133*m*.
- L'avance a la même influence que sur l'effort axial : une augmentation de celle –ci entraîne une augmentation du moment.

En revanche, pour l'outil DIAGER 22691 (cf. *figure 3.34 b)*), revêtu diamant, ces influences sont beaucoup moins significatives. Si la vitesse de rotation augmente, l'effort axial reste quasiment constant. Pour une avance plus grande, l'outil exerce un effort plus important mais cet effort reste constant pour chaque série. Enfin, on constate que la variation du moment pour la même avance *f* est relativement petite.
Tout ceci signifie que l'usure de l'outil n'est pas réellement significative pendant le processus. Le revêtement diamant assure ainsi une stabilité du comportement de l'outil.

Certains de ces outils sont plus ou moins significativement influencés par la vitesse de coupe (cf. *figure 3.35*) et sont toujours influencés par l'avance de façon significative.
Selon la *figure 3.35*, l'influence de la vitesse de rotation de l'outil DIAGER A2814 est associée à une usure plus grande du foret et pas à une augmentation directe de l'effort axial (au départ ont les mêmes valeurs). On peut observer avec l'augmentation de L_c, pour V_c=170m/min, une augmentation de l'effort axial F_a, ça veut dire que l'usure de l'outil est plus rapide pour une vitesse de rotation élevée.

Les graphes des autres outils révèlent les mêmes influences que celui de l'outil DIAGER 22690 pour les outils en carbures, et celui de l'outil DIAGER 22691 pour les outils en carbures revêtus, et sont placés sur la *figure 3.36*.
L'outil DIXI 7113 n'est pas une bonne solution pour le perçage du matériau composite. Pendant le processus l'outil produit des percussions ce qui implique un mauvais dégagement des débris et il pousse le matériau en augmentant l'effort de la pointe jusqu'à ce que celui-ci ouvre le matériau et avance. Donc cet outil ne dégage pas bien les débris et produit un énorme frottement ente la paroi du trou et lui-même, ceci est du a une goujure trop petite (la pointe est la même que l'outil DIXI 1290). Ce foret n'a pas une géométrie adaptée pour le perçage de ce type de matériau composite. Les faibles valeurs de F_a de l'outil DIXI 1290 sont dues au diamètre de 5mm. L'outil, avec plaquette brasée en PCD, DIAGER 22694 présente des valeurs de F_a un peu meilleure que l'outil DIAGER A2814, ce qui est dû à une mauvaise évacuation des débris. Cette mauvaise évacuation est du à l'angle d'hélice nul.

Les outils présentés sur la *figure 3.36* sont ceux ayant fourni les meilleurs résultats en terme de valeurs d'effort axial sur 23 trous percés. La géométrie de l'outil DIAGER 22690 semble la plus adaptée pour le perçage des composites. Le même outil revêtu diamant (DIAGER 22691) assure un comportement stable tout au long du perçage et une usure de l'outil amoindrie.



a) DIAGER 22690 Ø=6*mm* b) DIAGER 22691 Ø=6*mm*

Figure 3. 34 Graphes représentatifs de l'effort axial et du couple.

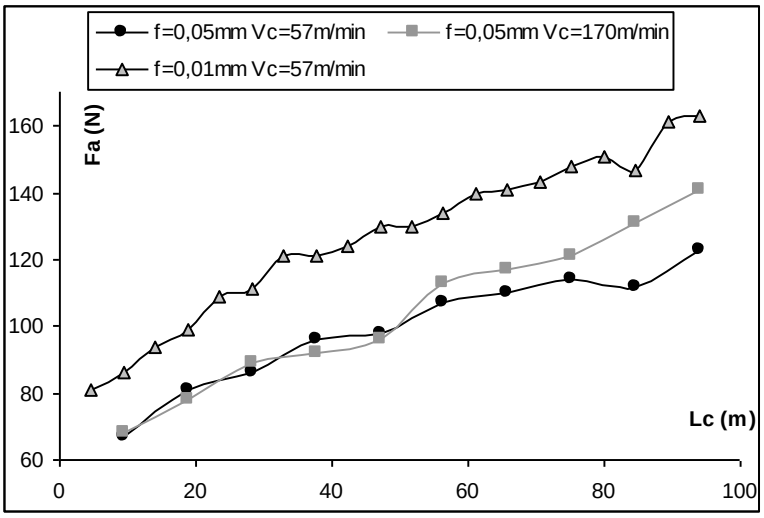


Figure 3. 35 Evolution de F_a pour différentes vitesses de coupe V_c et avances *f* avec l'outil DIAGER A2814.

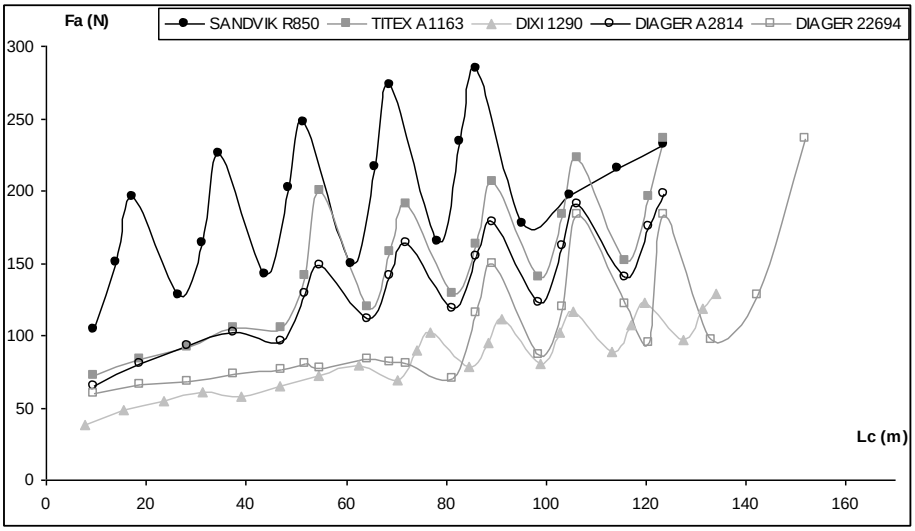


Figure 3. 36 Historique de l'effort axial des autres outils testés sur le banc de perçage.

3.2.1.1.1 Modèle de prévision de la géométrie de l'outil idéal

Nous nécessitions un tel modèle afin de déterminer quelles géométries d'outils pourraient améliorer la durée de vie de l'outil et la qualité de coupe. Nous nous sommes donc basés sur les essais du banc de perçage mais nous n'avons pas pris en compte le DIXI 7113. Ci-dessous, le *tableau 3.6* nous donne les valeurs des angles de chaque outil, l'effort axial et le couple associés à l'essai ou f = 0,15*mm/tr* (autour de l'essai 19 de chaque outil, afin de prendre en compte l'usure dans cette optimisation) et la conductivité thermique du revêtement afin de pouvoir le caractériser dans ce modèle. Le choix de la conductivité thermique vient du fait qu'une chaleur importante sur l'arrête de coupe produit une augmentation plus rapide de l'usure d'où l'endommagement de l'acuité de l'arrête (cf. *figure 3.9, paragraphe 3.1.1.4.4*). Cet endommagement sera plus faible avec l'utilisation du revêtement, d'où l'introduction dans le modèle de la conductivité thermique.

Outil	Hélice (°)	Dépouille (°)	Pointe (°)	Conductivité thermique (W/mK)	Dureté (HV)	Effort axial (N)	Couple (Ncm)
SANDVIK R850	30	15	200	20	3300	215	23
TITEX A1163	30	11	118	70	1775	236	58
DIXI 1290	30	14	210	70	1775	123	55
DIAGER A2814	35	12	135	70	1775	198	70
DIAGER 22690	35	10	125	70	1775	144	59
DIAGER 22691	35	10	125	1200	10000	89	27
DIAGER 22694	0	14	118	1200	10000	95	39

Tableau 3. 6 Caractérisation des outils pour le modèle.

Ainsi avec l'aide du logiciel *Lumière*, en fixant comme facteurs importants l'angle d'Hélice (H), l'angle de Dépouille (D), l'angle de Pointe (P) et la Conductivité thermique (C), nous avons déterminé un modèle représentant l'effet des différentes géométries sur les efforts en utilisant une régression multilinéaire. Le choix de la conductivité thermique s'est fait suite à la discussion antérieure sur l'importance de ce facteur. Comme facteur important on peut choisir aussi la dureté du matériau. Ce choix entre la conductivité thermique et la dureté du matériau a été fait tout simplement du point de vue du logiciel utilisé. La différence (écart-type) des valeurs de la conductivité est plus grande que les valeurs de la dureté. Dans le *tableau 3.7*, nous pouvons voir les coefficients des paramètres correspondants à chaque F_a et M_z du modèle.
Le modèle est donc défini comme tel :

$$F_a = K + H \cdot hél + D \cdot dép + C \cdot con + HP \cdot hél \cdot poi + DP \cdot dép \cdot poi \qquad (3.2)$$

$$M_z = K + D \cdot dép + P \cdot poi + C \cdot con + DP \cdot dép \cdot poi \qquad (3.3)$$

Cette approximation a un bon coefficient de régression et le logiciel *Lumière* nous assure une confiance supérieure à 95% pour chacun des paramètres. Malgré ceci, il est probable que certains termes importants manquent dans ces polynômes. Il est donc nécessaire d'analyser les résidus de l'approximation et plus particulièrement la normalité de distribution de ces résidus. Si une corrélation existe entre les résidus et la réponse Y (F_a ou M_z) ou entre les résidus et les facteurs X_i, cela signifie qu'il y a probablement au moins un terme manquant dans la régression.

Paramètres	F_a	M_z
Constante (*K*)	305,0481	69,7539
Hélice (*H*)	-32,4251	
Dépouille (*D*)	70,5251	-7,748
Pointe (*P*)		0,5831
Conductivité (*C*)	-0,0474	-0,0291
Hélice*Pointe (*HP*)	-1,4924	
Dépouille*Pointe (*DP*)	-0,4322	-0,458
Coefficient de régression	0,9998	0,99

Tableau 3. 7 Synthèse des modèles.

Sur la *figure 3.37* on peut voir la distribution de ces résidus pour la régression du couple de perçage M_z et de l'effort axial F_a. A priori, il n'y a aucune corrélation entre ces valeurs. Les résidus représentent la différence entre les valeurs expérimentales de M_z et F_a et les valeurs calculées par le modèle.

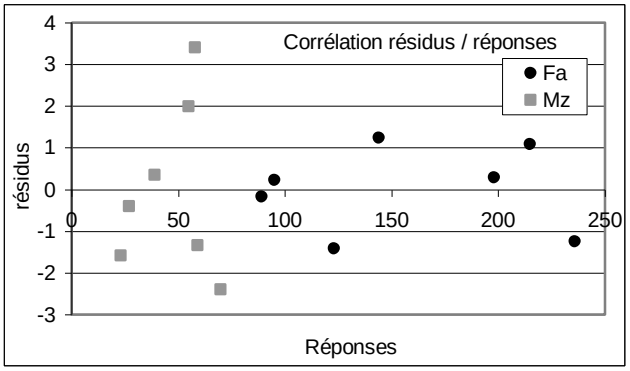


Figure 3. 37 Distribution des résidus de la régression.

Il est important de noter que ce modèle est contenu dans un espace bien défini, dépendant des valeurs données en entrée. Nous avons analysé la contribution de chaque paramètre sur la variation de M_z et F_a. En utilisant une régression linéaire multiple et en fixant un domaine de variation de chaque facteur nous avons obtenu un niveau de confiance de 97%. L'espace valable pour chaque paramètre, entre les minimums et les maximums introduits dans le modèle, est donné dans le *tableau 3.8*. Le paramètre Hélice*Pointe a un effet très important sur la régression de F_a et le paramètre Dépouille*Pointe sur la régression de M_z.

Facteurs	Minimum	Moyenne	Maximum	Ecart-type
Hél	0	27,8571	35	12,5357
Dép	10	12,2857	15	2,0587
Poi	118	147,2857	210	39,9404
Con	20	385,7143	1200	556,5626

Tableau 3. 8 Domaine de variation des facteurs.

Maintenant que notre modèle est bâti, on peut s'en servir pour optimiser la géométrie de l'outil. Nous avons réalisé un ciblage à 50N pour l'effort axial afin de voir quelles géométries ressortent et nous avons obtenu deux optimisations avec deux méthodes différentes. Le ciblage a été réalisé à partir de la méthode des polygones flexibles (cf. *tableau 3.9*), pour la première optimisation, la deuxième optimisation a été faite avec la méthode du gradient généralisé (cf. *tableau 3.10*). Pour cette dernière, on obtient une multitude de résultats et certains sont peu convaincants.

Optimisation n°1	
Hél	36
Dép	10
Poi	130
Con	1200
F_a	34,1882
M_z	35,5617

Tableau 3. 9 Optimisation par la méthode des polygones flexibles.

Optimisation n°2						
Hél	0	3,5	7	10,5	10,5	14
Dép	13	12,5	12	11,5	11,5	11
Poi	118	118	118	118	118	118
Con	964	964	846	728	846	728
F_a	22,7847	20,6772	24,1654	27,6537	22,058	25,5462
M_z	39,8715	37,0396	37,6463	38,2531	34,8145	35,4212
Hél	17,5	17,5	21	21	31,5	35
Dép	10,5	10,5	10	10	13,5	14,5
Poi	118	118	118	118	182,4	164
Con	610	728	610	728	1200	610
F_a	29,0344	23,4387	26,927	21,3313	24,6211	24,7975
M_z	36,0279	32,5894	33,1961	29,7575	37,5652	38,8586

Tableau 3. 10 Optimisation par la méthode du gradient généralisé.

Les résultats de cette dernière optimisation ne semblent pas tous très valables. En effet, une hélice inférieure à 10° devrait avoir quelques problèmes pour évacuer la poussière, comme on l'a remarqué sur l'outil avec plaquette brasé en PCD (l'outil DIAGER 22694 avec l'angle d'hélice nul), et des angles de pointe proches de 180° auraient une forte tendance à entraîner le délaminage du matériau. On peut d'ailleurs remarquer que l'optimisation n°2 donne pour la majorité des résultats un angle de pointe de 118°.

La première optimisation nous a tout simplement renvoyé vers la géométrie de l'outil DIAGER 22690.
Afin de mieux cerner les géométries qui pourraient avoir de bonnes performances, nous avons tracé des courbes isoréponses en fixant deux paramètres : la conductivité thermique et l'angle d'hélice. Ces courbes sont données en *Annexe 3*. Ces courbes isoréponses nous montrent une tendance de la combinaison de plusieurs paramètres. Ainsi, à partir de ces courbes, nous avons déterminé les points de fonctionnement qui nous semblaient les plus performants. Il a fallu mettre en parallèle les courbes isoréponses des efforts axiaux et des moments ayant les mêmes valeurs pour les paramètres fixés. Les points correspondants aux géométries choisies pour les prototypes sont notés sur ces graphes.
Le modèle d'optimisation de la géométrie nous a servi à décider du choix des différents angles des prototypes. Ainsi, quatre prototypes vont être fabriqués par la société *SOFIMAG* (Benejacq, France). Chaque prototype sera utilisé en trois déclinaisons : en WC, en carbure revêtu par CEMECON (diamant CN) et carbure revêtu par BALZERS (diamant BS). Ceci nous permettra de comparer les performances de chaque revêtement et pouvoir ainsi faire des rapprochements avec les essais du DIAGER 22691.
Les géométries des prototypes sont décrites dans le *paragraphe 2.3.2.2*.
La géométrie du proto 4 est particulière dû à un double angle de pointe. On a donc choisi de réaliser un double angle en pointe afin de combiner les bonnes performances en coupe des deux différents angles. En effet, un angle trop faible fragilise trop vite les arrêtes de coupe (l'outil use plus vite) car trop de couches du matériau composite sont en contact avec l'arête de coupe (surface de contact grande entre l'outil et la paroi du trou), mais l'effort de pénétration est diminué. L'augmentation de la longueur des arrêtes de coupe contribue à augmenter la longueur de contact outil/pièce et par conséquent améliore l'évacuation de la chaleur produite par l'usinage, ceci est obtenu par la diminution de l'angle de pointe. Un frottement excessif de l'outil (on a choisi des outils sans listel) sur la paroi du trou, du à une grande surface de contact, peut provoquer une augmentation de température ce qui peut se traduire par la dégradation de la résine thermodurcissable.
Un angle trop grand coupe moins bien les fibres et a une tendance à les pousser, mais il procure une plus grande stabilité à l'outil et moins de plis sont usinés à la fois (surface de contact faible). L'idée a donc été de combiner ces deux angles aux endroits où leur efficacité est sensée être la meilleure.
Ainsi, le premier angle de pointe est de 125°, procurant ainsi une bonne stabilité à l'outil pendant le perçage tout en usinant un minimum de couche à la fois. Le deuxième angle de pointe se situe en périphérie d'outil. La vitesse de coupe à cette distance du centre de l'outil est élevée et donc un angle de 90° favorise la coupe des fibres.
De plus, comme les efforts sont moindres avec un angle de pointe faible, on limite donc le délaminage. La zone où cet angle à 90° est présent (surface de contact) est assez petite et donc peu de couches sont soumises à une coupe simultanément.

3.2.1.1.2 Comparaison prototypes en carbure au niveau de l'effort axial

La *figure 3.38* récapitule les essais réalisés sur le banc de perçage pour les prototypes en carbure. Ils sont comparés avec l'outil DIAGER 22690.
Les prototypes qui ont fourni un effort axial moins important que DIAGER 22690 pendant les mêmes essais sont : proto 2 et proto 4. Leurs géométries optimisées assurent ainsi un effort moindre : angle de pointe à 130°, angle d'hélice à 40° et angle

de dépouille à 11° pour le proto 2 ; et pour le proto 4 deux angles de pointe de 125° et 90°, un angle d'hélice de 35°, un angle de dépouille de 10°.

Sur la *figure 3.38* on constate également que pour ces outils, l'effort axial est influencé par la vitesse de rotation et par l'avance. On remarque que proto 2 et proto 4 sont moins influencés par l'avance que l'outil DIAGER 22690. On peut conclure que la géométrie du proto 2 et du proto 4 est donc mieux adaptée à l'usinage de ce type de matériau.

Une chose remarquable à noter sur l'outil proto 3 est un effort axial relativement faible au début qui s'accroît progressivement jusqu'à la fin des perçages. Cet outil va s'user plus rapidement que les autres. On remarque : un effort axial important, un couple important. Sur les courbes isoréponses le modèle nous donnait effectivement des valeurs faibles pour M_z et F_a mais ce modèle ne tient pas compte de l'usure des outils.

Sur la *figure 3.39* les valeurs du couple de perçage généré par ces outils se valent entre elles. Seul proto 2 a une valeur moins élevée que DIAGER 22690. Proto 1 et proto 3 ont des valeurs un peut plus élevées que DIAGER 22690 et proto 4 des valeurs approximativement égales que celles de l'outil de référence.

3.2.1.2 Influence de la nature du revêtement

La *figure 3.40* récapitule les essais réalisés sur le banc de perçage pour les prototypes revêtus avec diamant déposé par deux sociétés différentes. Ils sont comparés avec l'outil DIAGER 22691. Nous avons donc vérifié à travers ces tests le comportement des prototypes à travers l'évolution de l'effort axial F_a et du couple M_z, et le bon accrochage du diamant sur le carbure par rapport à la qualité des trous percés et au nombre de trous percés, ce qui va être expliqué par la suite.

La *figure 3.40* révèle que des efforts axiaux moindres sont générés par les proto 6 et proto 8 revêtus avec les deux types de revêtements CN et BS (6CN, 6BS, 8CN, 8BS). Les prototypes revêtus BS ont des efforts axiaux beaucoup moins importants que ceux générés par le DIAGER 22691. Proto 6 et proto 8 revêtus CN ont également un effort axial moins élevé que tous les autres prototypes revêtus CN et l'outil DIAGER 22691. Tous les prototypes revêtus BS ont des efforts axiaux beaucoup moins importants que ceux générés par tous les prototypes revêtus CN. De plus, ces outils ne sont pas vraiment influencés par la vitesse de rotation, ou très peu, et pour une avance plus grande, l'effort n'est pas beaucoup plus important surtout pour les revêtus BS. L'influence de l'avance est plus prononcée pour les prototypes revêtus CN que pour ceux revêtus BS.

Après chaque cycle où varie l'avance, la valeur de F_a ne varie pas beaucoup, on peut même distinguer une légère diminution et non une légère augmentation comme on pouvait s'y attendre. Néanmoins, le couple généré par les prototypes revêtus est plus élevé que celui du DIAGER 22691 comme on peut le voir sur la *figure 3.41*. Le proto 6 revêtu CN s'en rapproche le plus. Pour les proto 6 et 8 revêtus BS on remarque un couple plus important que pour les proto 6 et 8 revêtus CN. Cette influence au niveau du couple n'est pas observée pour les autres prototypes revêtus. Donc pour proto 6 et 8 le revêtement BS donne un effort axial moins important mais un couple plus important.

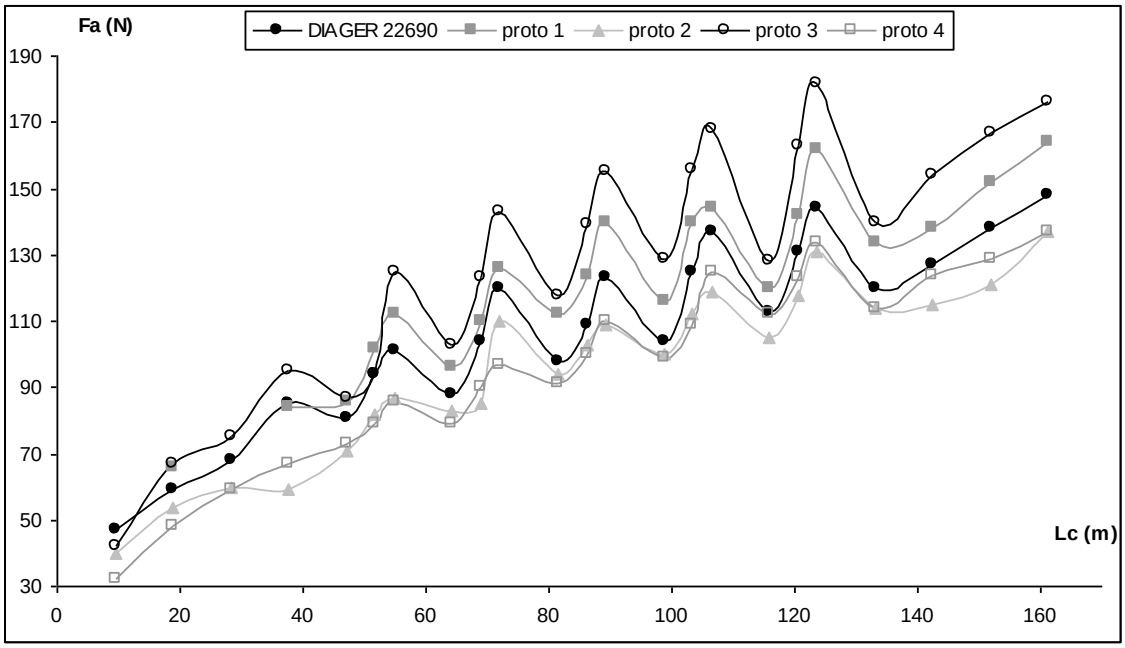


Figure 3. 38 Comparaison des prototypes en carbure avec l'outil DIAGER 22690 au niveau de F_a.

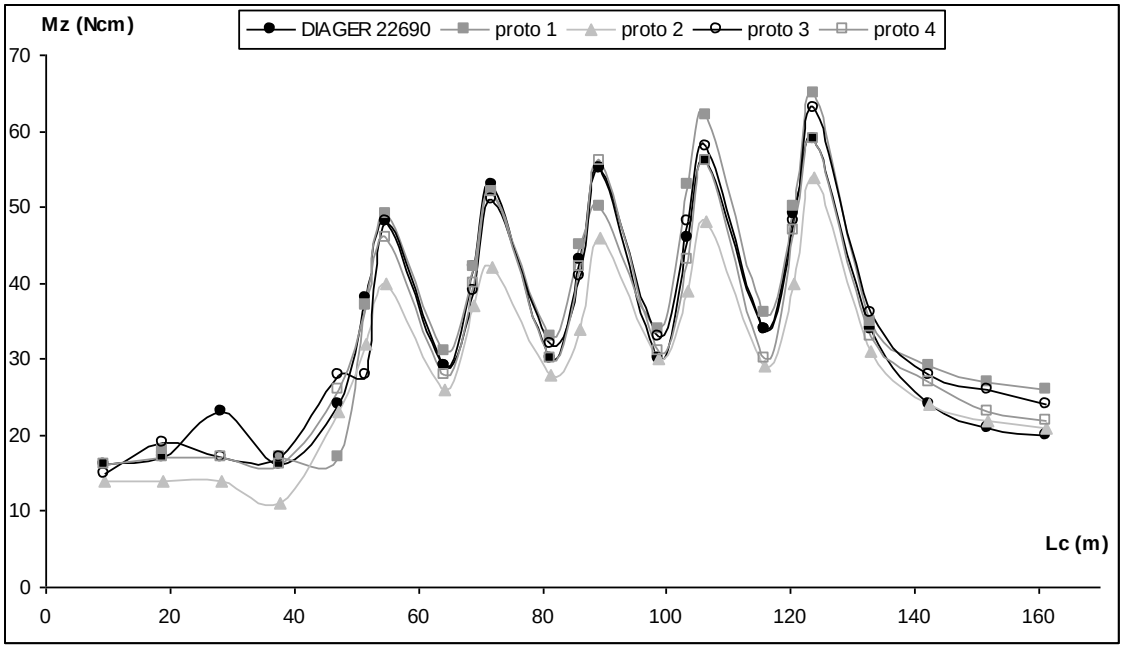


Figure 3. 39 Comparaison des prototypes en carbure avec l'outil DIAGER 22690 au niveau de M_z.

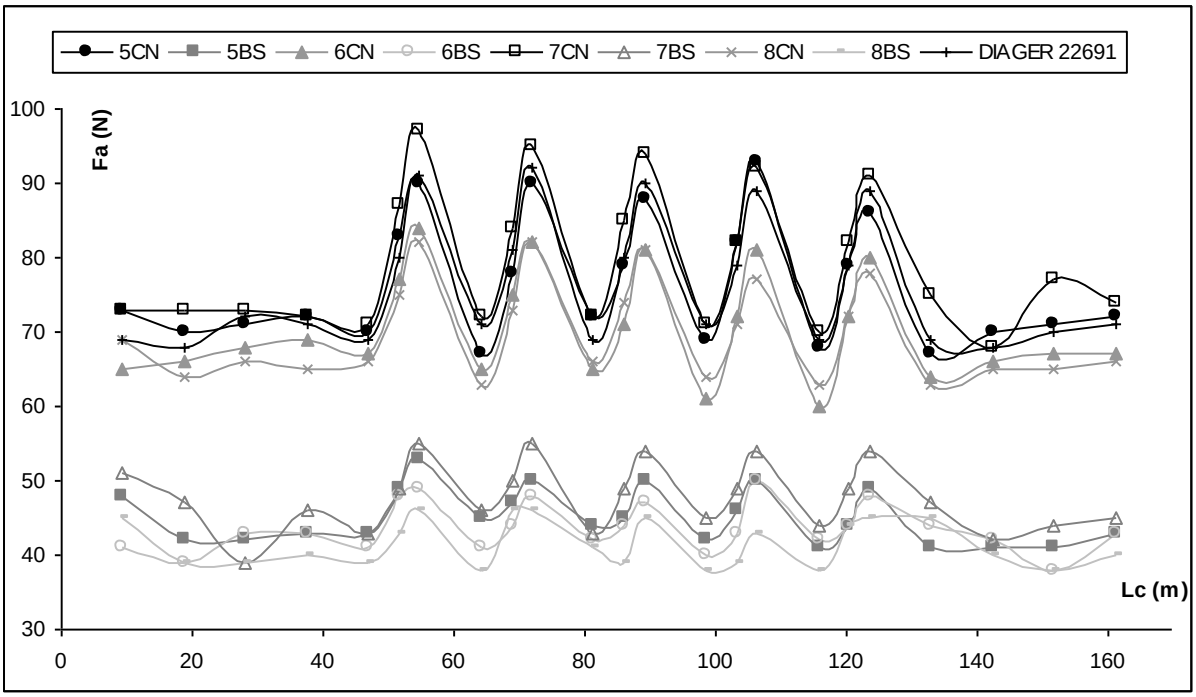


Figure 3. 40 Comparaison des prototypes revêtus avec l'outil DIAGER 22691 au niveau de F_a.

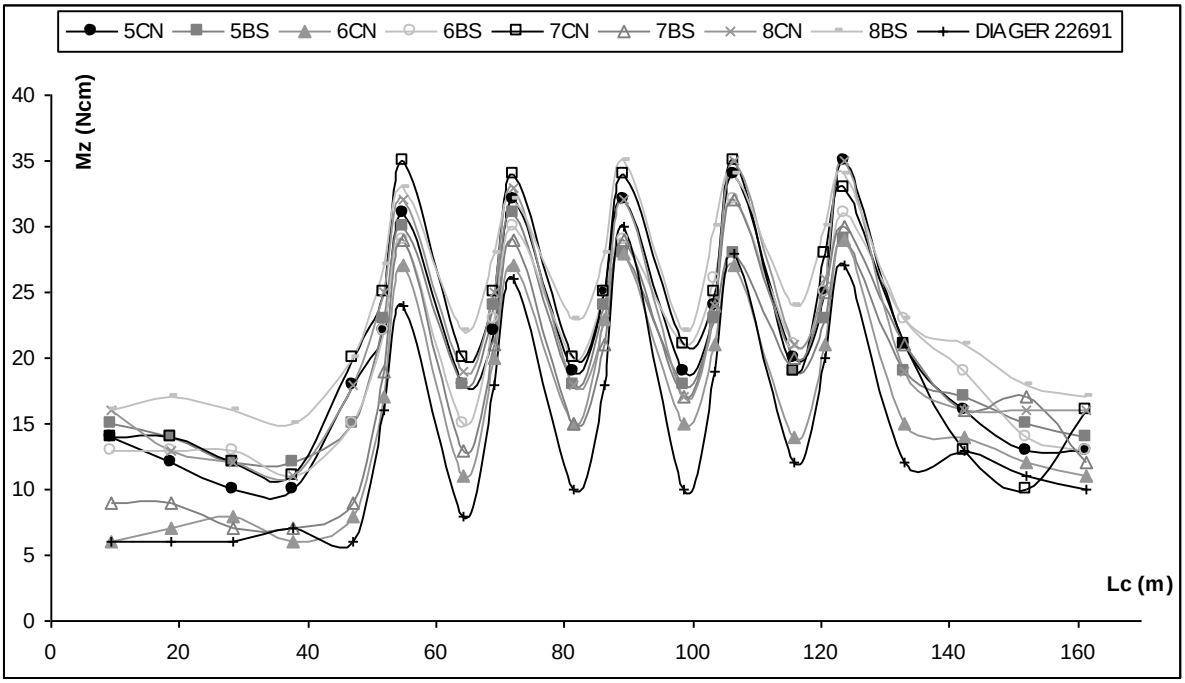


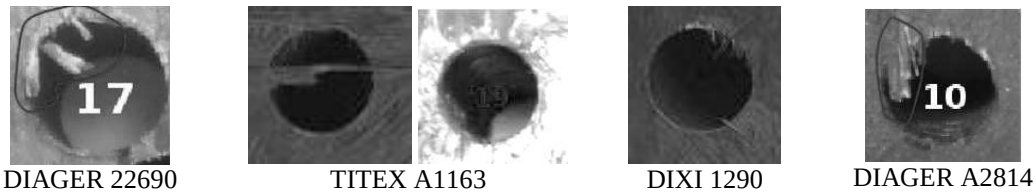
Figure 3. 41 Comparaison des prototypes revêtus avec l'outil DIAGER 22691 au niveau de M_z.

3.2.1.3 Endommagement du matériau

L'analyse des résultats obtenus pendant les essais de perçage sur les plaques de composite inclut aussi l'analyse des défauts produits pour chaque trou effectué.
Comme il a été dit dans l'étude bibliographique, il existe une série de dommages typiques qui se produisent pendant le perçage. L'intérêt des essais n'était pas d'obtenir ces défauts, l'objectif est de montrer le comportement de l'outil pour ces différents paramètres. Pour cela le nombre de défauts qui sont apparus sur les plaques de composite a été réduit.
Après avoir analysé les résultats numériques, nous allons nous intéresser à la qualité des trous obtenus.

3.2.1.3.1 Défaut produit sur la face d'entrée de la plaque

Les plaques de matériau composite utilisées sur le banc de perçage ont été coupées à partir de plaques de plus grandes tailles. La résine sur la couche supérieure a été enlevée. Le retrait de cette résine a laissé les premières couches sans protection, ce qui a conduit à des fibres mal coupées en entrée pour certains outils et à des endroits spécifiques de la plaque (cf. *figure 3.42*). Les outils endommagent plus en fonction de la longueur de coupe, mais certains de ces endommagements à l'entrée de la plaque sont dus à l'endroit où la plaque avant le perçage a été déjà endommagée par l'opération précédente de préparation (fraisage de surface). Comme exemple on peut voir sur la *figure 3.42* le trou n°7 comparé au trou n°19 de l'outil TITEX A1163 (N = 3000*tr/min* et f = 0,15*mm/tr*).



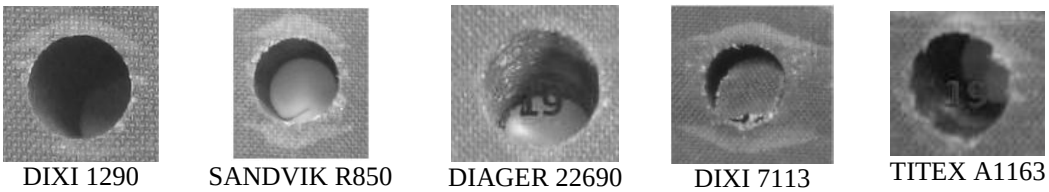
DIAGER 22690 TITEX A1163 DIXI 1290 DIAGER A2814

Figure 3. 42 Images de la face d'entrée des trous.

3.2.1.3.2 Défaut produit sur la face de sortie de la plaque

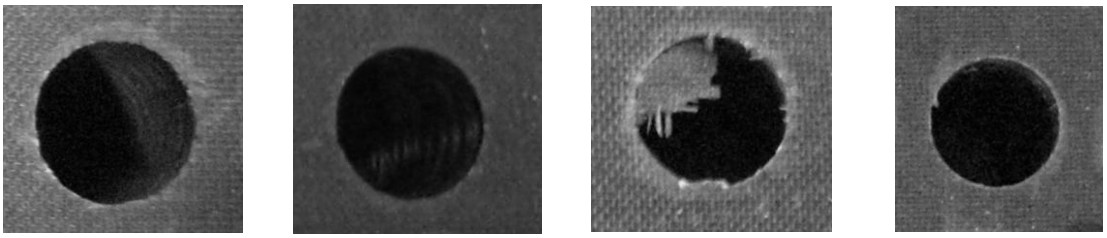
On peut observer un phénomène général sur quasiment tous les trous (cf. *figure 3.43*) de tous les outils excepté les outils revêtus (DIAGER 22691, proto 5, 6, 7 et 8). C'est une zone claire autour du trou caractéristique d'un léger délaminage sur les dernières couches du composite. Cette zone est de plus en plus visible et importante à mesure que la longueur usinée augmente, c'est-à-dire à mesure que l'outil s'use. On peut également remarquer que cette zone est de taille différente en fonction de chaque outil. Sur la *figure 3.43* sont présentés les 19eme trous à la sortie de la plaque en composite de chaque outil correspondant à N = 3000 *tr/min* et f = 0,15*mm/tr*.
Nous pouvons constater que les outils proto 1 et 3 délaminent plus rapidement que les proto 2 et 4 (cf. *figure 3.44*). En effet, les trous sont la plupart du temps entourés d'une marque orangée qui témoigne d'un léger délaminage sur les dernières couches de composite. Ces marques ne sont pas présentes sur les trous des proto 2 et 4 car leurs géométries favorisent la débouchure. Sur la *figure 3.44* sont présentés les 19eme trous à

la sortie de la plaque en composite de chaque prototype correspondant à N = 3000*tr/min* et f = 0,15*mm/tr*. La qualité des trous est donc meilleure pour *proto 2* et *proto 4*.
Nous avons rajouté trois photographies de défauts caractéristiques des autres outils, synonyme de délaminage, déchirure de fibres et donc d'une très mauvaise qualité de trous (cf. *figure 3.45*). On peut observer sur la sortie des plaques les résultats commentés dans le paragraphe précédent et qui concerne le comportement de l'outil DIXI 7113. Comme expliqué précédemment la manière d'agir de cet outil, consistait en une série de percussions avec un effort axial moyen assez important par rapport aux autres outils. On peut déduire que ces percussions ont produit des dommages clairs sur la plaque, ont complètement poussé les couches du matériau composite conduisant à de très grands délaminages. Ce défaut confirme définitivement que cet outil n'est pas adapté pour usiner ce type de matériau composite.
Un autre défaut typique de l'usinage des matériaux composites a été mis en évidence en sortie pour les outils DIAGER 22694 ($\phi = 6mm$) et DIAGER 22695 ($\phi = 10mm$). Sur la *figure 3.45* on peut observer ce type de défaut obtenu avec l'outil DIAGER 22695 (plaquette en PCD brasé sur un corps d'outil en carbure). Le long du périmètre du trou on remarque une déchirure des fibres à la sortie de celui-ci. L'outil pousse et déchire les fibres des dernières couches, parce que comme celui-ci a un angle d'hélice nul, il n'arrive pas à bien évacuer les débris, d'où un faible délaminage pour les 23 trous percés sur le banc de perçage.



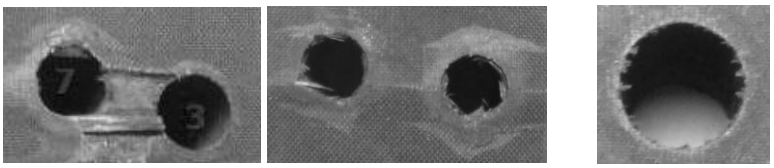
DIXI 1290 SANDVIK R850 DIAGER 22690 DIXI 7113 TITEX A1163

Figure 3. 43 Images de la face de sortie des trous.



Proto 1 Proto 2 Proto 3 Proto 4

Figure 3. 44 Images de la face de sortie du trou n°19 obtenus avec les prototypes en carbure.



DIXI 7113 DIAGER 22695

Figure 3. 45 Images de la face de sortie des trous.

3.2.1.3.3 Dégradation thermique de la matrice

Un autre important défaut qui peut être obtenu et observé sur les plaques de composite est la dégradation thermique de la résine époxyde. Sur la *figure 3.46* est représentée une dégradation thermique de la résine à l'extérieur du trou n°13 obtenu avec l'outil DIXI 7113 à une vitesse de rotation N = 3000*tr/min* et un avance f = 0,15*mm/tr*, pour lequel on atteint une valeur de F_a de 929*N*. Si on observe l'extérieur du trou on peut voir les différentes orientations de couches (surtout à 0° d'une couleur gris clair). Le défaut est repéré par le rectangle à l'intérieur duquel la couleur du composite est plus foncée et présente un changement de texture extérieure de la plaque. Cette texture est due à l'évaporation de la résine et donc les fibres se retrouvent seules, d'où cette couleur plus foncée. On peut voir comme la partie supérieure qui correspond à la face de sortie est soulevée en comparaison avec le plan de la plaque. Ceci indique que l'outil arrive à pousser les dernières couches du matériau en produisant un délaminage. Une décohésion importante entre les couches a été observée à l'œil nu. Cette décohésion est apparue au niveau de la couche orientée à 0° à une distance approximativement de 2*mm* de la face de sortie de la pièce.

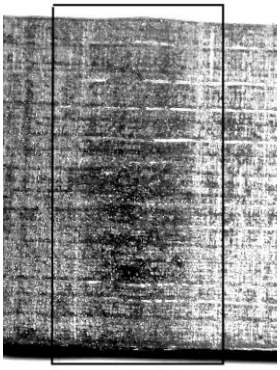


Figure 3. 46 Image latérale de la pièce qui représente la dégradation thermique.

3.2.1.4 Endommagement des outils

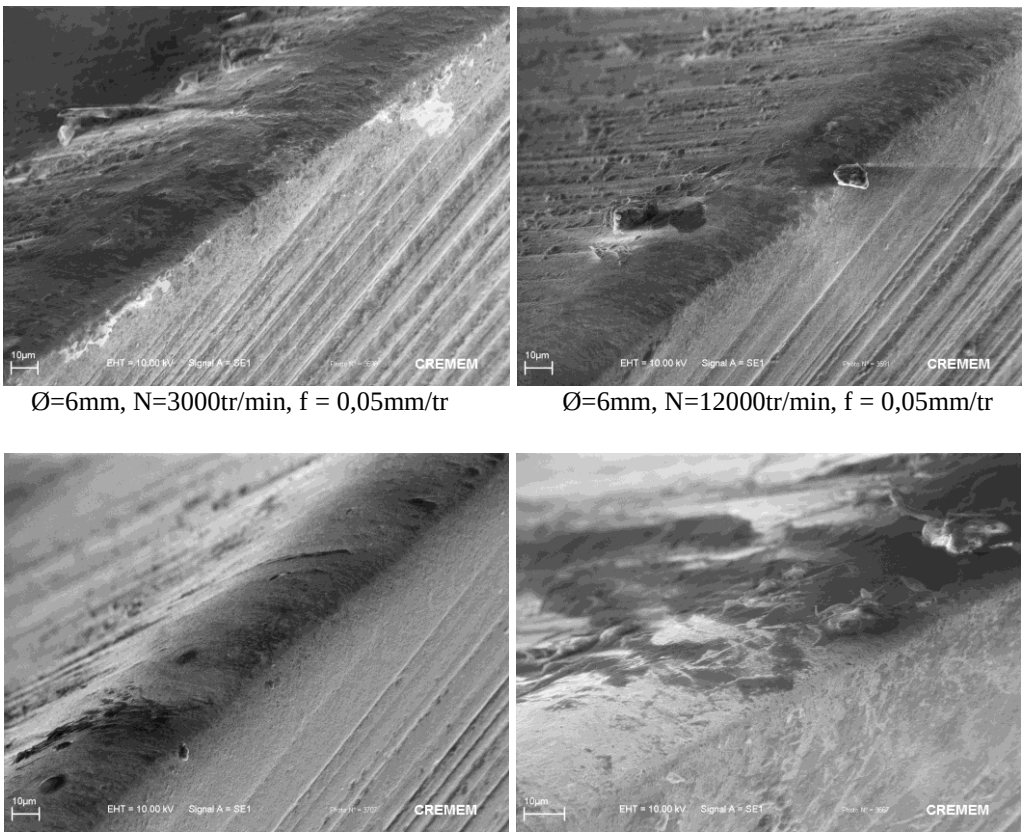
Pour analyser l'usure de chacun des outils, ces derniers ont été visualisés au MEB avant et après les essais. L'outil DIAGER 22690 est utilisé comme référence pour tous les outils carbure. L'outil DIAGER 22691 est utilisé comme référence pour tous les outils carbure revêtus diamant.

Les résultats ont prouvé qu'il n'y a aucune influence significative de la vitesse de coupe sur le processus de coupe orthogonale des matières composites (cf. *paragraphe 3.1.1.1*). L'effort d'avance F_h augmente quand l'usure de l'outil augmente. Avec des faibles vitesses de coupe on a un taux plus important d'usure. Les efforts de coupe sont plus faibles pour de faibles vitesses de coupe et à de faibles avances (V_c=6*m/min* et f=0,05*mm*).

Dans le *paragraphe 3.2.1.1* on a affirmé que l'influence de la vitesse de rotation est associée à une usure plus grande du foret. On a pu observer sur la *figure 3.35* avec l'augmentation de L_c, pour V_c=170*m/min*, une augmentation de l'effort axial F_a.

Sur la *figure 3.47* on peut remarquer l'influence de façon significative de l'avance sur l'usure. L'usure augmente avec l'augmentation de l'avance. L'usure obtenue avec

l'outil DIAGER A2814 pour une vitesse de rotation N = 3000*tr/min* et f = 0,05*mm/tr* est différente de celle obtenue avec une vitesse de rotation N = 12000*tr/min* et f = 0,05*mm/tr*. Pour N = 3000*tr/min* l'usure se trouve principalement en dépouille ($V_B \approx 45\mu m$), par contre pour N = 12000*tr/min* l'usure se trouve aussi bien en dépouille que sur la face de coupe (le rayon de bec de l'outil usé $R_{\varepsilon_u} \approx 10$ à $15\mu m$). Si on regarde maintenant l'arrondi d'arrête on observe le rayon de bec de l'outil usé plus important pour une vitesse 3 fois plus élevée. Donc l'affirmation faite dans le *paragraphe 3.2.1.1* n'est pas toute a fait fausse. L'usure est plus importante pour une faible vitesse, mais on a une meilleure acuité d'arrête.



Ø=6mm, N=3000tr/min, f = 0,05mm/tr — Ø=6mm, N=12000tr/min, f = 0,05mm/tr

Ø=10mm, N=3600tr/min, f = 0,15mm/tr — Ø=6mm, N=3000tr/min, f = 0,1mm/tr

Figure 3. 47 Images MEB de l'usure du Diager A2814.

L'usure obtenue avec l'outil DIAGER A2814 avec un diamètre de 10*mm* (cf. *figure 3.47*) comparée à un diamètre de 6*mm* (cf. *figure 3.48*) nous montre l'influence du diamètre sur l'usure. Pour le diamètre de 10*mm*, $R_{\varepsilon_u} \approx 15$ à $20\mu m$ et pour le diamètre de 6*mm* $R_{\varepsilon_u} \approx 10$ à $15\mu m$. Les outils ont fait les essais combinés entre l'augmentation de l'avance et de la vitesse. Les dernièrs essais faits avec chaque outil sont : pour diamètre de 10*mm* on a utilisé N=3600*tr/min*, f=0,15mm/tr et L_c=187*m*, et pour diamètre de 6*mm* N=3000*tr/min*, f=0,15*mm/tr*, L_c=126*m*. L'usure est un peu plus importante pour le diamètre de 10*mm*, mais en tenant compte qu'on a utilisé une vitesse de coupe 2 fois plus importante (la broche peut caler) et que l'outil a parcouru une longueur de coupe beaucoup plus grande (19 trous pour $\phi = 6mm$ et 18 trous pour $\phi = 10mm$), on peut dire que l'usure augmente avec le diamètre de l'outil.

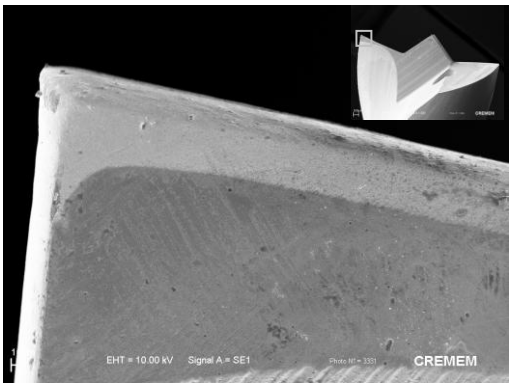
La *figure 3.48* montre l'usure de l'arête principale des outils utilisés sur le banc de perçage. L'outil SANDVIK R850 a une usure assez importante sur l'arête principale : sur la face de coupe d'approximativement $35\mu m$ et en dépouille de $80\mu m$. L'usure diminue jusqu'à la pointe centrale (atteint $\approx 20\mu m$ en face de coupe), au début de la pointe on a une usure ≈ 2 fois plus grande que sur l'arrête d'où elle diminue jusqu'à la fin de la pointe (atteint $\approx 25\mu m$ en face de coupe). Ceci peut impliquer une concentration de l'effort (pression importante) sur la pointe pour cet outil, parce que l'arête principale est à un niveau plus bas que la pointe centrale $\approx 400\mu m$. On peut remarque aussi l'usure sur l'arête principale vers la queue de l'outil SANDVIK R850 $\approx 650\mu m$ dû à la conicité de l'outil ($\approx 1°$). Le même phénomène moins accentué peut être vu aussi avec l'outil DIXI 1290, ou bien plus accentué avec l'outil DIXI 7113. Le revêtement TiAlN n'a pas résisté au processus et il a été perdu en grande partie sur l'arrête, ce qui veut dire que ce type de revêtement n'est pas optimal (adéquat) pour le perçage des matériaux composites de fibres de carbone. L'outil SANDVIK R850 s'use plus que l'outil DIAGER 22690.
On peut distinguer une bonne acuité d'arrête sur les outils DIAGER 22690 et A2814, mais une usure en dépouille plus importante pour A2814.
L'usure de l'outil TITEX A1163 est comparativement à l'outil DIAGER A2814, approximativement 2 fois plus grande sur la face de coupe et égale en dépouille. L'acuité d'arrête est meilleure pour DIAGER A2814, et le rayon de bec est plus grand pour TITEX A1163.
Les outils DIAGER 22691 et DIAGER 22694 sont à peine usés après le processus de perçage en comparant avec l'usure du DIAGER 22690. L'outil DIAGER 22691 est plus usé que DIAGER 22694, ceci est normal parce que le premier a un revêtement diamant et le deuxième est en diamant polycristallin (PCD).

La *figure 3.49* montre une comparaison entre les prototypes. On peut remarquer une usure en dépouille moins importante pour proto 1 et 2, par contre proto 3 et 4 atteint des valeurs approximatives entre 50 et $60\mu m$ comparable avec l'usure en dépouille du DIAGER 22690 ($\approx 65\mu m$). L'acuité d'arrête semble bonne et comparable avec celle de l'outil de référence. Il va falloir user d'avantage les outils non revêtus pour mieux les différencier, ce qui va être présenté par la suite.

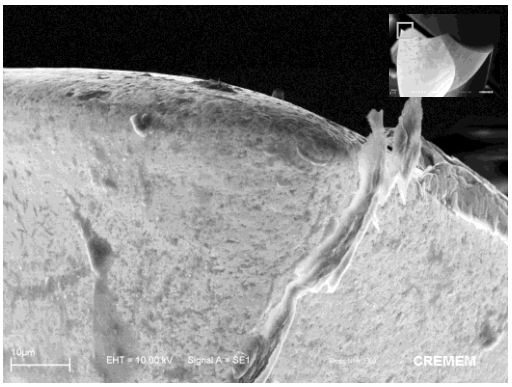
Les outils revêtus diamants sont très peu usés, mais on veut voir s'il existe une différence entre l'usure de ces revêtements.

La *figure 3.50* montre les deux types de revêtements BS et CN, comparés entre eux et avec le comportement de l'outil DIAGER 22691 (cf. *figure 3.48*). L'usure de l'outil proto 8 BS est la même que DIAGER 22691 ($\approx 30\mu m$), par contre proto 8 CN présente une usure légèrement plus faible ($\approx 25\mu m$).

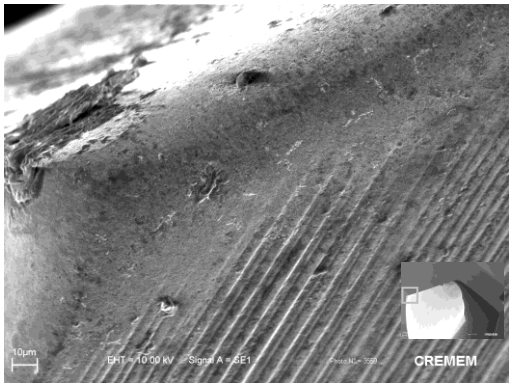
Le revêtement CN s'use moins vite. Il va falloir user d'avantage les outils revêtus pour mieux différencier les revêtements, ce qui va être présenté par la suite.



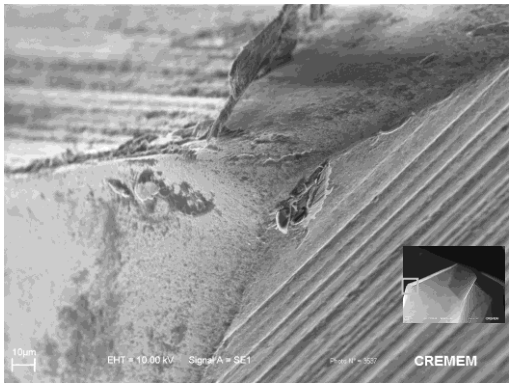
Sandvik R850



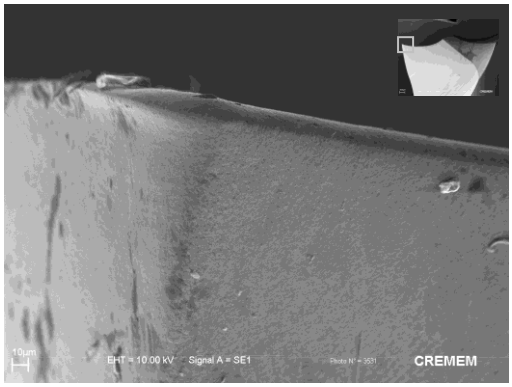
Dixi 1290



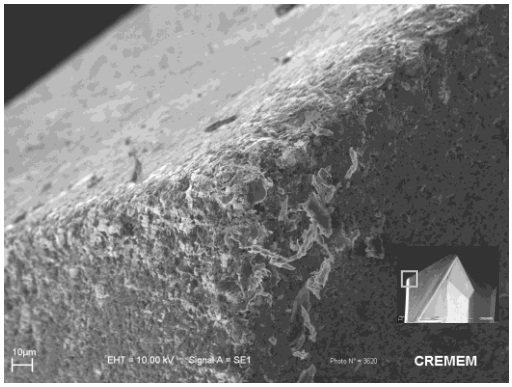
Titex A1163



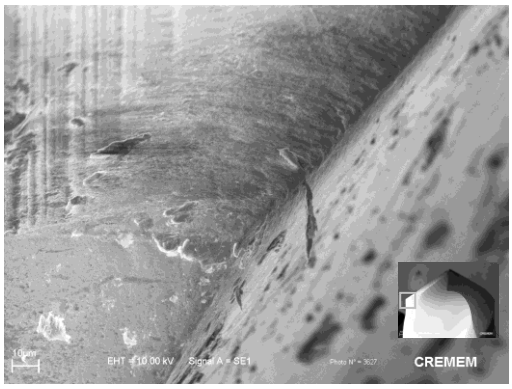
Diager A2814



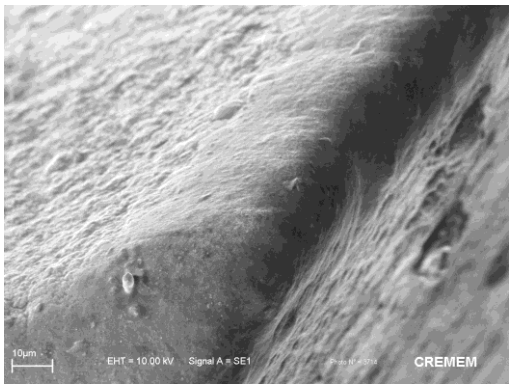
Dixi 7113



Diager 22694

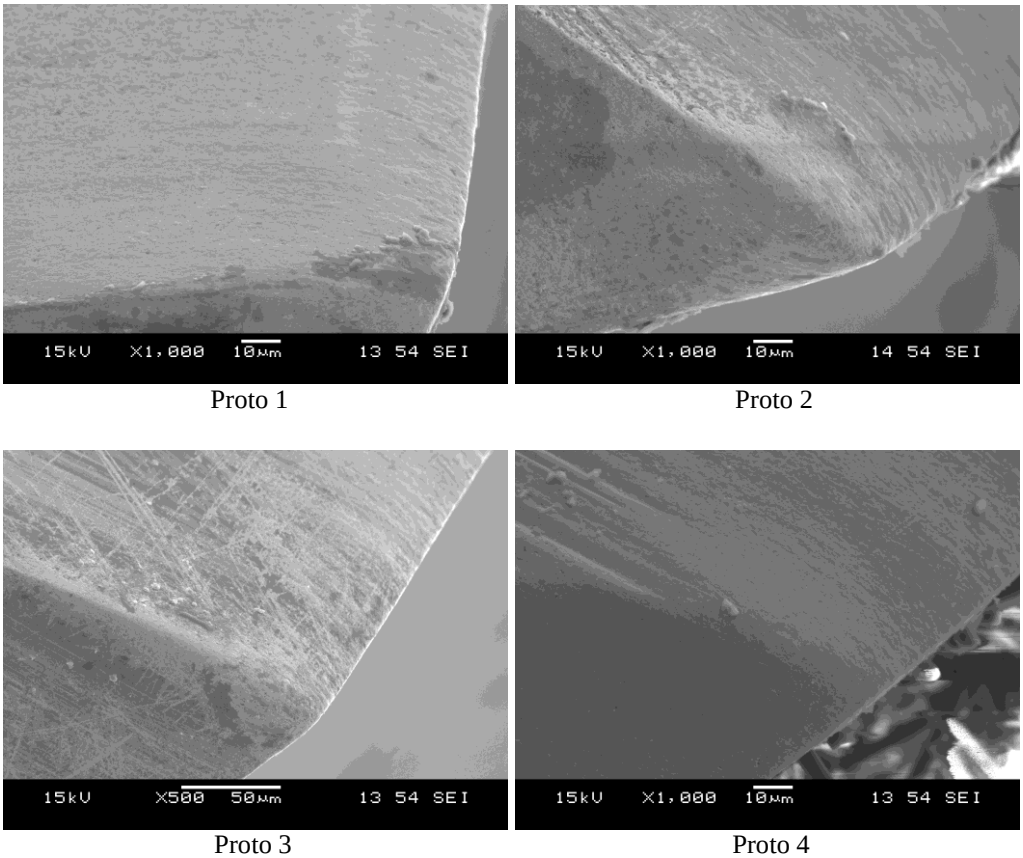


Diager 22690



Diager 22691

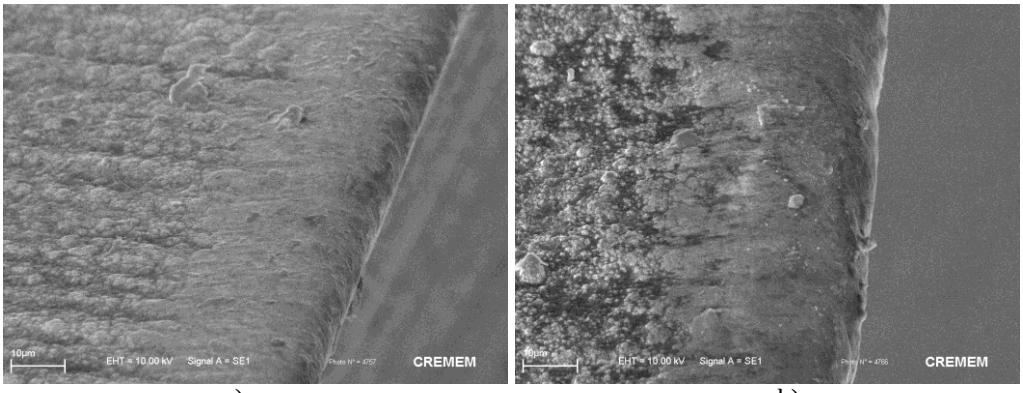
Figure 3. 48 Images MEB de l'usure des outils utilisés sur le banc de perçage.



Proto 1 Proto 2

Proto 3 Proto 4

Figure 3. 49 Images MEB de l'usure des prototypes en carbure.



a) b)

Figure 3. 50 Images MEB de l'usure du proto 8 revêtu avec : a) BS, b) CN.

3.2.2 Conclusion

L'évaluation est réalisée en effectuant avec chaque outil un cycle de perçage à condition de coupe évolutive. Ceci permet par la suite de déterminer une loi d'usure pour prédire la durée de vie de l'outil ainsi que l'effort axial lors de chaque perçage. Le cycle de tests est constitué de 4 essais avec une avance constante (f = 0.05*mm/tr*) et une vitesse de rotation variable puis 15 essais avec une avance variable (f = 0.05, 0.1, 0.15*mm/tr*) et une vitesse de rotation constante (N = 3000*tr/min*) et enfin 4 essais avec une avance constante et une vitesse de rotation variable. Les géométries des outils proto 2 et 4 sont celles qui conduisent à des efforts axiaux minimisés, inférieurs à ceux obtenus avec l'outil de référence DIAGER 22690. Pour tous les outils non revêtus, on constate une évolution des efforts avec le nombre de perçage ou la longueur usinée, traduisant une usure par abrasion de l'outil. Pour les outils prototypes revêtus diamant, l'évolution du comportement dans le temps est différente puisque après le cycle d'évaluation, les efforts axiaux mesurés au final (perçages 20 à 23) sont similaires à ceux mesurés initialement (perçages 1 à 4). Il n'y a donc pas d'usure détectable du revêtement et de l'outil sur cette première série test, prouvant que la qualité de l'adhésion diamant/carbure semble bonne. Le revêtement diamant avec interface BS conduit aux efforts axiaux les plus faibles quelle que soit la géométrie d'outil utilisée. Des analyses effectuées semblent montrer que ce revêtement serait de type nanométrique (confirmant brochure fabricant). Le revêtement diamant avec interface CN associé à proto 6 et 8 conduit à des efforts axiaux légèrement inférieurs à ceux obtenus avec l'outil de référence revêtu DIAGER 22691. L'acuité d'arête semble meilleure avec le revêtement diamant à interface CN.

3.3 Perçage sur machine 5 axes

La machine FATRONIK est un centre UGV 5 axes avec broche horizontale et une table de fixation verticale. Cette machine est conçue notamment pour l'usinage des composites car elle peut recevoir une tête de broche permettant l'aspiration des poussières d'usinage par un aspirateur avec un système de filtre. Pour les essais d'usure, cette machine est adaptée car elle permet de percer des trous en série à vitesse d'avance et de rotation données bien plus rapidement que sur le banc de perçage non programmable sur plusieurs trous.
Une table dynamométrique est fixée sur la table de la machine, nous permettant ainsi de relever des mesures d'efforts à l'aide du logiciel LabView. Les essais se déroulent pour chaque outil de même type (WC ou diamant) sous les mêmes paramètres de perçage. Nous faisons subir à chaque outil une série de 10 trous sur la grande plaque suivie ensuite d'un perçage sur la petite plaque montée sur la table dynamométrique. Les paramètres d'usinage pour les deux types d'outils sont montrés dans le *tableau 3.11*.

	WC	Diamant (PCD ou revêtement)
Vitesse de rotation *N* (*tr/min*),	3000	9000
Avance *f* (*mm/tr*)	0,05	0,05

Tableau 3. 11 Conditions de perçage.

Nous avons donc une longueur de coupe par trou identique pour chaque outil, ce qui nous permet donc de les comparer plus facilement. Les conditions décrites dans le tableau ont été choisies grâce aux essais réalisés sur le banc de perçage, en fonction de la qualité des trous et des efforts de perçage.
Les essais se terminent lorsque l'effort de pénétration moyen de l'outil dans le matériau est compris entre 200 et 250*N*. Il est nécessaire de rappeler que la moyenne de cet effort n'a peut être pas beaucoup de sens par rapport à la possibilité de délaminage. En effet, on a pu souvent observer des pics d'effort aux alentours de 400*N* alors que l'effort moyen se situe vers 220*N*. Néanmoins ces valeurs sont un bon indicateur afin de visualiser l'évolution de l'usure de l'outil au fur à mesure des essais et l'apparition du phénomène de délaminage et/ou d'écaillage.

3.3.1 Essais d'endurance

Les matériaux étudiés sont constitués de fibres de carbone haute résistance T800 et de résine thermodurcissable de type époxyde 914. Les plaques utilisées ont une épaisseur approximative de 25*mm* et les dimensions de ces plaques (petite et grande) sont données au *paragraphe 2.3.3.1, Chapitre II*. Les outils sont décrits au *tableau 2.5* (cf. *paragraphe 2.3.2.2, Chapitre II*).

3.3.1.1 Influence de la géométrie des outils sur l'usure

Dans cette partie nous allons tout d'abord nous intéresser à l'évolution générale de l'outil, c'est à dire à l'évolution de l'effort de pénétration de l'outil. Certaines géométries vont s'user moins rapidement que d'autres ou au contraire, certains outils

vont faire des trous de qualité correcte tout en ayant une usure conséquente. Dans un premier temps, intéressons nous aux outils carbure. Trois outils carbure ont passé les tests d'usure : le DIAGER 22690, le DIXI 1290 et le TITEX A1163. Ce dernier ne sera pas développé dans cette partie car son comportement ne nous a pas apporté de renseignements supplémentaires. L'outil DIAGER 22690 a été le premier outil testé. De plus il faut tenir compte du fait que le DIXI 1290 a un diamètre de 5mm au lieu de 6mm pour le DIAGER 22690. L'usure de l'outil TITEX A1163 est approximative celle de l'outil DIAGER A2814. Cette usure est trop importante. On ne peut pas dépasser les 50 trous avec ces deux outils. On sait que l'effort axial produit par l'outil DIXI 1290 est plus faible que celui produit par DIAGER 22694, compte tenu du fait de la différence de diamètres (cf. *figure 3.36*). Sur la *figure 3.51* on observe l'influence de l'usure plus rapide du carbure en comparaison avec le PCD. Donc une très faible usure du PCD correspond à une très faible augmentation de l'effort axial. Le meilleur comportement du point de vue de l'effort axial concerne le DIAGER 22694. Le comportement du point de vue de l'effort axial du DIAGER 22690 n'est pas trop différent du celui du DIXI 1290.

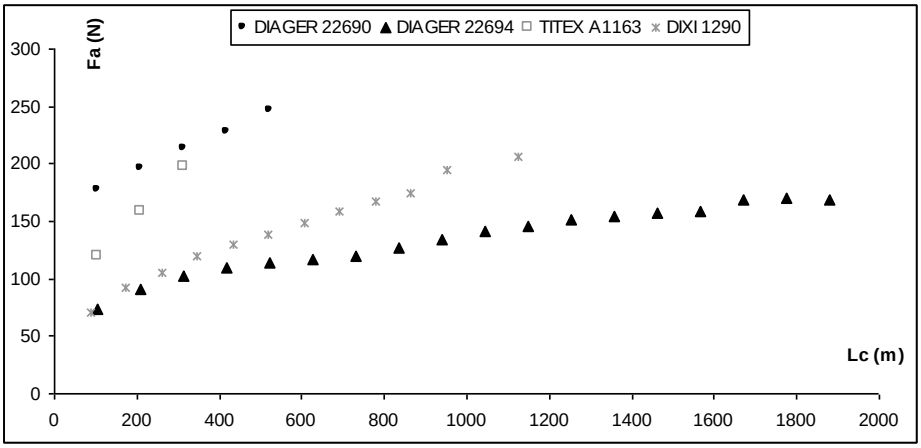


Figure 3. 51 Evolution de F_a en fonction de L_c pour différents outils sur la machine 5 axes.

3.3.1.1.1 Comparaison prototypes en carbure au niveau de l'usure

Les essais réalisés avec les prototypes sont censés mettre en évidence les géométries qui résistent le mieux à l'usure. En ce qui concerne les outils carbure, les quatre types de géométries ont passé les tests d'usure dans les mêmes conditions que l'outil en carbure DIAGER 22690 (N = 3000*tr/min* et f = 0,05*mm/tr*). Les résultats du point de vue de l'effort axial sont montrés sur la *figure 3.52*.

Deux outils semblent bien se comporter si on les compare avec le DIAGER 22690. Il s'agit du proto 2 et 4. Ces essais d'usure confirment les bons résultats de ces deux outils sur le banc de perçage. Le proto 3 n'est apparemment pas une bonne solution. Le proto 1 (un angle de dépouille principal de 10° et un angle de dépouille secondaire de 25°) par rapport au DIAGER 22690 (un angle de dépouille principal de 11° et un angle de dépouille secondaire de 27°) a un comportement en usure similaire au DIAGER mais les efforts sont toujours plus élevés. Il se peut que l'angle de dépouille du DIAGER de 11° comparé à celui du proto 1 de 10° ait une influence importante sur les efforts et implicitement sur l'usure. Un angle de dépouille plus faible donne une surface de

contact outil/pièce plus élevée et donc un effort axial plus grand. Une grande surface de contact provoque un frottement plus important de l'outil, ce qui peut provoquer une usure plus importante du bec de l'outil et une augmentation de température. L'augmentation de la température peut se traduire par la dégradation de la résine thermodurcissable. Le meilleur comportement du point de vue de l'effort axial concerne le proto 2. Cette influence est donnée par l'angle d'hélice de 40° et un angle de dépouille de 11° pour proto 2 par rapport à un angle d'hélice de 35° et un angle de dépouille de 10° pour proto 4. On suppose que cette différence devrait être plus grande mais la double pointe diminue l'effort axial, d'où cette faible différence.

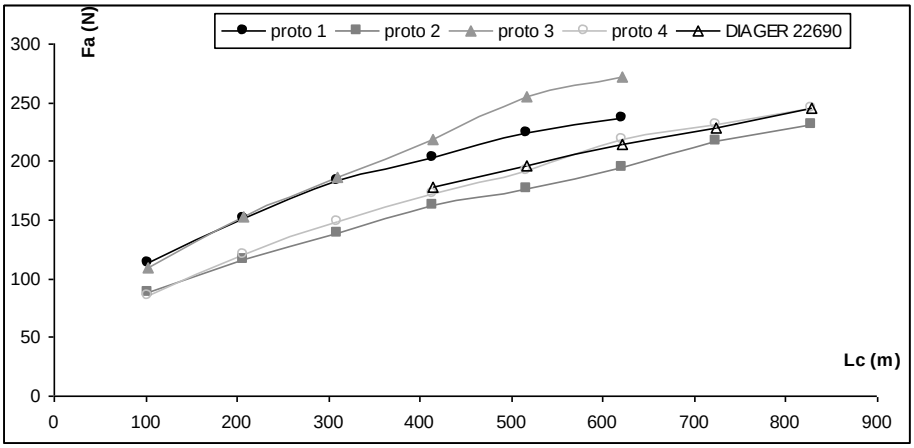


Figure 3. 52 Evolution de F_a en fonction de L_c pour les prototypes carbures comparés avec DIAGER 22690 sur la machine 5 axes.

3.3.1.2 Influence de la nature du revêtement sur l'usure

Les essais réalisés avec les prototypes revêtus sont censés mettre en évidence les géométries qui résistent le mieux à l'usure, le revêtement diamant qui a la meilleure accroche au carbure et la résistance à l'abrasion des ces revêtements. Il s'agit ici des essais réalisés avec : DIAGER 22691 (revêtu diamant) et des proto 5, 6, 7 et 8 revêtu BS et CN.

Sur la *figure 3.53* on peut voir les moyennes des efforts axiaux lors des différents perçages. Ainsi, sur ces courbes, on peut voir apparaître deux zones : une première zone linéaire où le revêtement diamant s'use normalement et très lentement, et une deuxième zone qui correspondrait à la disparition du revêtement (il n'est plus continu). L'usure est alors de plus en plus rapide car le carbure n'est plus protégé par le revêtement et celui-ci disparaît par petits fragments laissant toujours plus de carbure non protégé. La *figure 3.53* nous permet de visualiser facilement le comportement des outils en usure et met en évidence que les revêtements des outils sont de bonne qualité : une bonne accroche au carbure et une usure régulière. Le comportement de l'outil DIAGER 22691 est comparable à celui des prototypes revêtus BS (au départ la valeur de l'effort axial est presque la même), ce qui nous fait penser que c'est le même type de revêtement (confidentialité du fabricant), seule la géométrie des outils donne cette différence et peut être aussi un accrochage différent du diamant sur la carbure, d'où cette usure plus rapide.

Le comportement du revêtement CN est meilleur que le revêtement BS. On observe une très légère augmentation des efforts axiaux pour les revêtements CN et donc une usure plus lente. La première zone d'usure se termine pour CN à L_c=2800*m*, par contre pour BS et DIAGER 22691 se termine autour de 1500*m*. Cette première zone ce traduit par un nombre plus grand des trous réalisé pour le revêtement CN.
Les proto 5 CN, proto 6 CN et proto 8 CN ont le meilleur comportement, l'usure augmente moins vite que pour le DIAGER 22691.

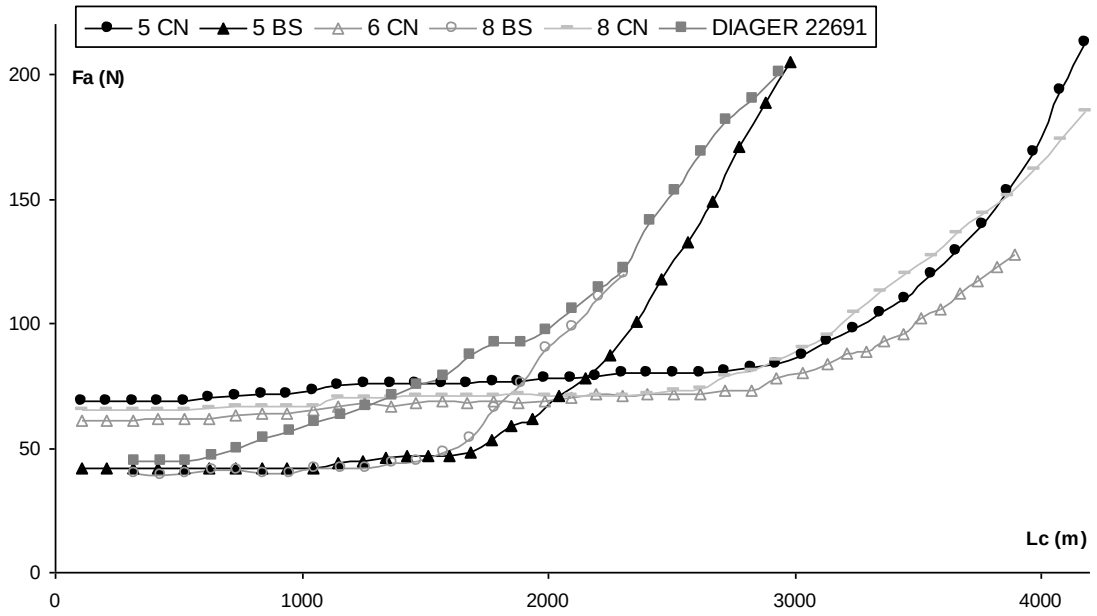


Figure 3. 53 Evolution de F_a en fonction de L_c pour les prototypes revêtus comparés avec DIAGER 22691 sur la machine 5 axes.

3.3.1.3 Endommagement du matériau

La qualité des trous réalisés par DIXI 1290 est plus mauvaise que par le DIAGER 22690 (cf. *figure 3.54*). Ceci est dû à la forme en C de la pointe du DIXI. Les deux pointes en périphérie d'outil s'usent rapidement (dû à la fragilité de ces deux arrêtes) et lorsque l'outil débouche, un chapeau se forme par manque d'acuité au niveau de ces arrêtes. Ceci n'est pas toléré en aéronautique. De plus, on s'aperçoit que cet outil délamine plus rapidement que le DIAGER 22690. Ce sont les petites marques orangées en bordure de trou qui témoignent de cet effet indésirable. La pointe traditionnelle du DIAGER 22690 favorise mieux la débouchure.
En ce qui concerne DIAGER 22694, la géométrie de cet outil n'était pas adaptée au composite que l'on utilisait. En effet, la goujure droite de l'outil ne permet pas une bonne évacuation des poussières sur de telles profondeurs (15 et 25*mm*), les poussières se tassent et délaminent les dernières couches. De plus, elles ont sûrement tendance à limiter les performances de l'outil : l'intérieur des trous semble de mauvaise qualité (observé à l'œil). On peut noter tout de même que nous avons poursuivis les essais jusqu'au 200ème trou, malgré le fait que l'outil donne à la sortie des mauvais trous dès le 11ème trou. Cependant, nous ne pouvons pas tirer une bonne conclusion quand au délaminage (cf. *figure 3.54*).

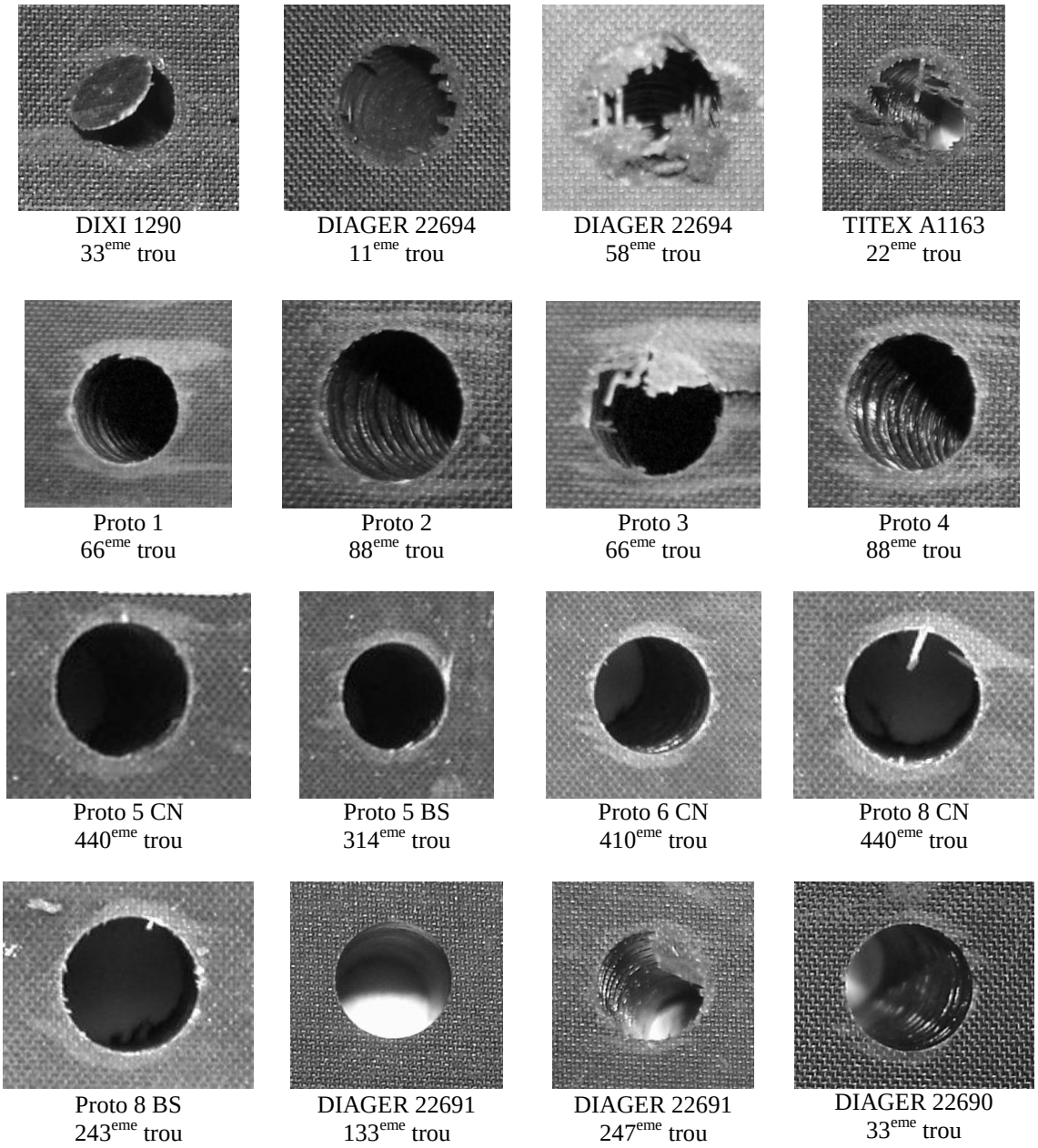


Figure 3. 54 Images de la face de sortie des trous sur la petite plaque.

L'outil TITEX A1163 donne à la sortie du 19ème trou un délaminage assez important (sur la grande plaque). Sur la *figure 3.54* on peut voir au 22ème trou un délaminage produit sur la petite plaque.

Le proto 3 n'est apparemment pas une bonne solution. Les trous sont de mauvaise qualité, le délaminage est très rapidement visible. Les résultats obtenus avec proto 3 montrent une augmentation de la durée de vie d'un facteur 2 par rapport à l'outil TITEX A1163. Proto 1 donne de meilleurs résultats que proto 3. Les images des trous percés sur la petite pièce fixée sur la table dynamométrique (cf. *figure 3.54*) appuient le fait que les proto 2 et 4 ont une bonne qualité de coupe. Il semble même que l'outil proto 2 ait une meilleure tenue à l'usure que proto 4.

Les essais d'usure ont montré l'excellent comportement du revêtement du DIAGER 22691. Plus de 300 trous ont été percés avec ce même outil sans dépasser un effort de

250*N* et sur ces 300 trous, on peut dire qu'approximative 250 trous sont d'excellente qualité (cf. *tableau 3.12*). Aucune trace d'un quelconque délaminage en sortie, surface brillante à l'intérieur du trou (rugosité faible donc fibres à priori bien coupées), n'est aperçu. Avec les outils proto 5 CN, proto 6 CN, proto 8 CN on a dépassé la limite des 300 trous de bonne qualité. Avec les deux premiers on a atteint les 350 trous et une augmentation de 100 trous par rapport à l'outil de référence revêtu.

Outil	*Référence*	*Nombre de perçage avant apparition du délaminage*
Référence	DIAGER 22690	33
Référence revêtu	DIAGER 22691	246
géométrie 1	Proto 1	15
géométrie 1	Proto 5 BS	259
géométrie 1	Proto 5 CN	**352**
géométrie 2	Proto 2	44
géométrie 2	Proto 6 CN	**354**
géométrie 4	Proto 4	33
géométrie 4	Proto 8 BS	188
géométrie 4	Proto 8 CN	330

Tableau 3. 12 Résultats de durée de vie des outils prototypes.

Les résultats obtenus avec les prototypes revêtus sont très encourageants et montrent une augmentation de la durée de vie de ces outils revêtus diamant par rapport à l'outil non revêtu (cf. *tableau 3.12* et *Annexe 4*). Il est à noter que ces résultats ont été obtenus pour des vitesses de coupe 3 fois supérieures à celles utilisées pour les outils en carbure non revêtus. La recherche d'une bonne adhésion entre le diamant et le carbure constitue le cœur du problème. La nature du diamant déposé ainsi que l'acuité de l'arête revêtue sont également des paramètres importants. Bien qu'en début de cycle de perçage, l'effort axial des prototypes BS soit plus faible que celui des prototypes CN, le diamant BS semble s'user plus rapidement que le diamant CN (cf. *figure 3.53*). Les outils de géométrie proto 2 avec revêtement diamant CN donnent donc les meilleurs résultats (outil proto 6 CN). La durée de vie de certains prototypes revêtus a été améliorée par rapport à celle de l'outil revêtu de référence (outil DIAGER 22691).

3.3.1.4 Endommagement des outils

Pour analyser l'usure de chacun des outils, ces derniers ont été visualisés au MEB avant et après les essais. L'outil DIAGER 22690 est utilisé comme référence pour tous les outils carbure et l'outil DIAGER 22691 est utilisé comme référence pour tous les outils carbure revêtus diamant.
L'usure de l'outil n'agit donc que sur la valeur moyenne de l'effort axial. Ce comportement très stable de l'outil DIAGER 22690 peut être expliqué par une usure

très régulière de l'arête de coupe et plus particulièrement de la face de dépouille. L'usure est « triangulaire », car elle dépend de la longueur de coupe donc plus on s'éloigne du centre de l'outil et plus l'usure de la face de dépouille est marquée (cf. *figure 3.55*). Les images MEB du DIXI 1290 et TITEX A1163 nous permettent facilement de comprendre pourquoi la qualité des trous est rapidement altérée. On remarque donc une perte très rapide de l'acuité d'arrête. Malgré le fait que les conditions d'utilisation de cet outil n'aient pas été bonnes, il apparaît que le PCD (l'outil DIAGER 22694) a une excellente tenue à l'usure.

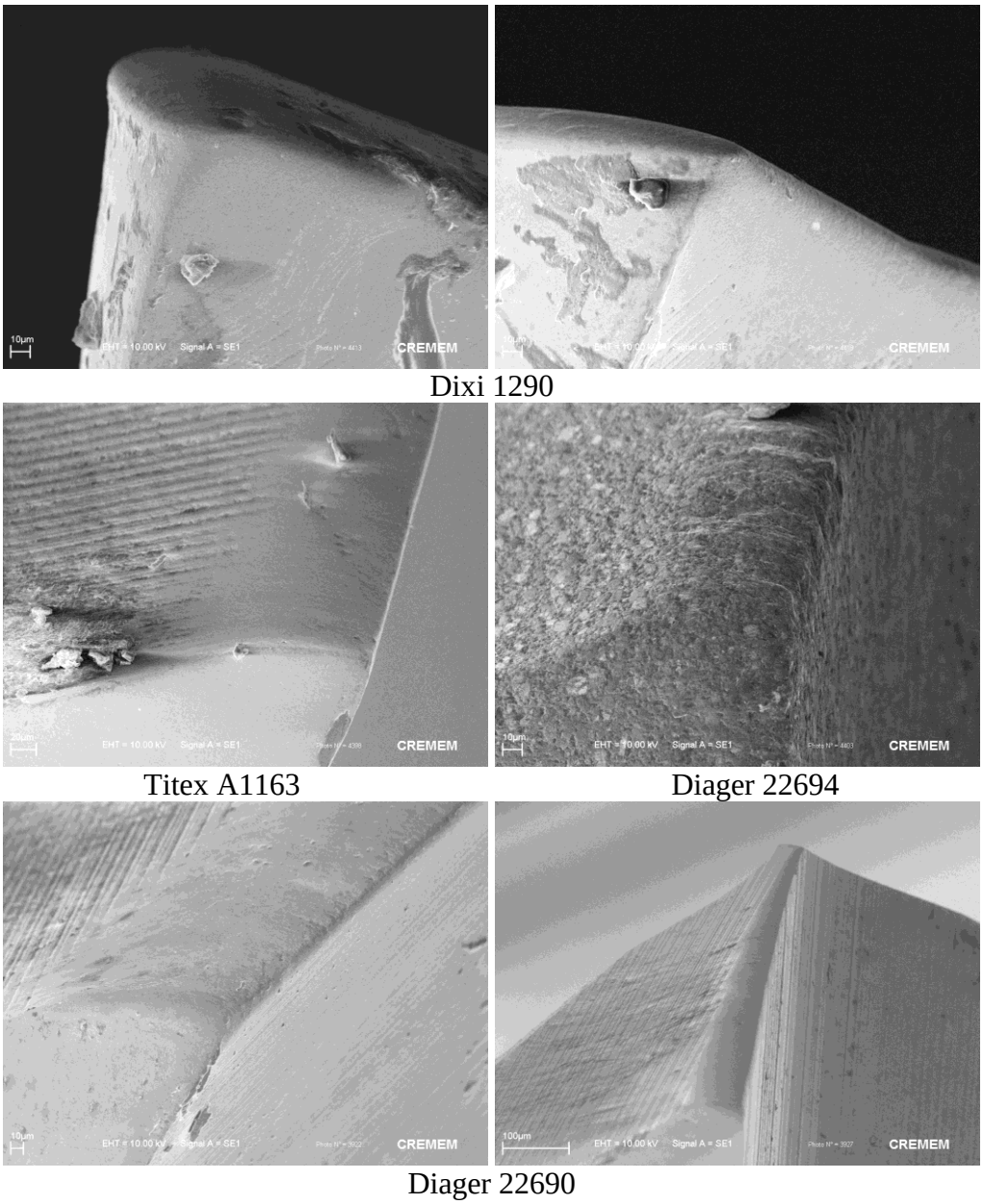


Figure 3. 55 Images MEB de l'usure des outils utilisés sur la machine 5 axes.

L'usure des outils est de type usure abrasive. Toutefois, la bonne adhésion du revêtement diamant sur le carbure permet d'avoir un endommagement progressif du revêtement diamant et non un arrachement du revêtement dès les premiers perçages. Sur

la *figure 3.56* et *figure 3.57* on peut voir la face de dépouille de l'outil. L'usure est très visible mais on peut constater que le revêtement est resté accroché à proximité de la zone usée. Sur la face de coupe le revêtement est toujours présent donc on peut dire qu'on a une bonne acuité d'arrête presque jusqu'à la fin de la duré de vie de l'outil revêtu. Donc l'usure est principalement en dépouille. Le revêtement est parti par petits fragments, laissant des zones de carbure mis à nu. Ainsi l'usure se fait lentement et est influencée en grande majorité par la longueur de coupe.

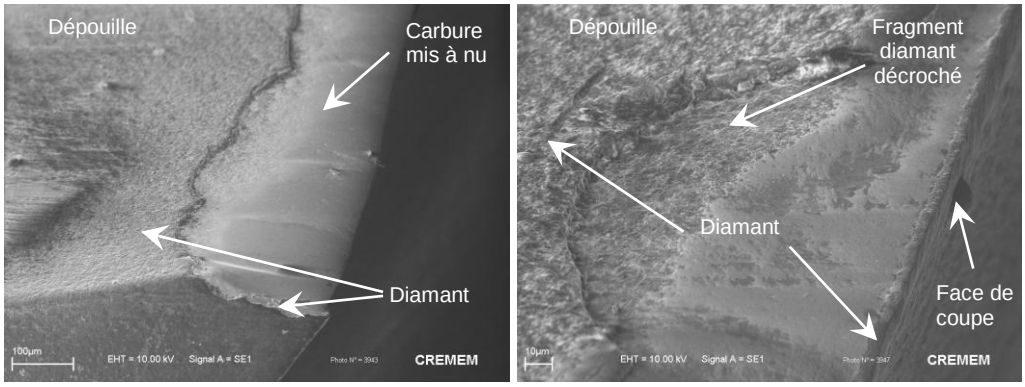


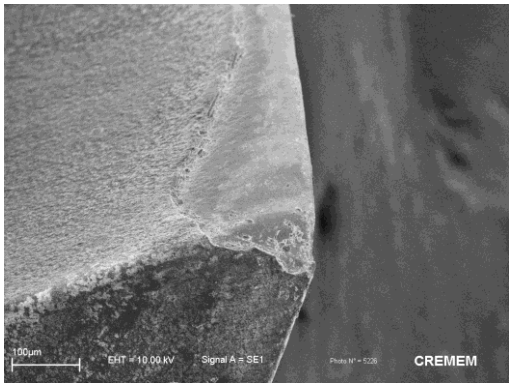
Figure 3. 56 Images MEB de l'usure du Diager 22691 après le 309eme trou.

Les essais d'usure ont montré un bon comportement du revêtement du DIAGER 22691 (cf. *figure 3.56*). Les images MEB des prototypes revêtus nous permettent facilement de comprendre pourquoi la qualité des trous est meilleure dans certains cas. On a remarqué pour les prototypes revêtus une usure en dépouille mais une raisonnable acuité d'arrête (cf. *figure 3.57*). La nature du diamant déposé ainsi que l'acuité de l'arête revêtue sont également des paramètres importants.

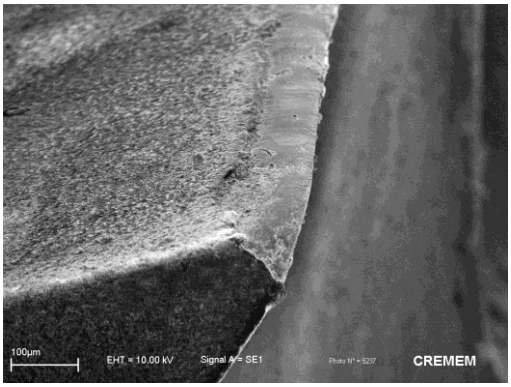
Avec l'outil proto 5 CN on a obtenu une usure en dépouille approximative égale à l'outil de référence DIAGER 22691 ($V_B \approx 200\mu m$), mais par contre avec proto 8 CN on a une usure de 20% plus importante ($V_B \approx 240\mu m$). Avec proto 5 CN et proto 8 CN on a réalisé 440 trous. Avec l'outil proto 6 CN on a obtenu une très faible usure en dépouille approximative égale à la moitie de celle de l'outil de référence DIAGER 22691 ($V_B \approx 80\mu m$). Avec l'outil proto 8 BS on a obtenu une usure en dépouille $V_B \approx 125\mu m$. Il est à noter que avec proto 8 BS on a réalisé 243 trous et par contre avec proto 6 CN on a réalisé 410 trous. On peut remarquer également une perte d'acuité d'arrête plus importante pour proto 8 BS que pour proto 8 CN.

Les résultats obtenus avec les prototypes revêtus sont très encourageants et montrent une diminution de l'usure de ces outils revêtus diamant par rapport à l'outil de référence DIAGER 22691 (cf. *figure 3.57*).

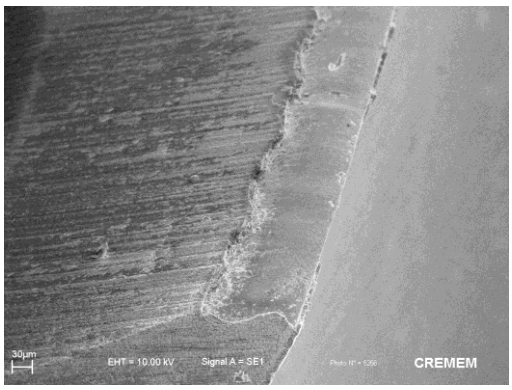
Bien qu'en début de cycle de perçage, l'effort axial des prototypes BS soit plus faible que celui des prototypes CN, le diamant avec interface BS semble s'user plus rapidement que le diamant avec interface CN (cf. *figure 3.57*). L'acuité d'arrête de la carbure mis à nu semble être meilleure pour les outils avec interface CN (cf. *figure 3.57*). Les outils de géométrie proto 2 avec revêtement diamant à interface CN donnent donc les meilleurs résultats (outil proto 6 CN). L'usure en dépouille des certaines prototypes revêtus a été améliorée par rapport à celle de l'outil revêtu de référence (outil DIAGER 22691).



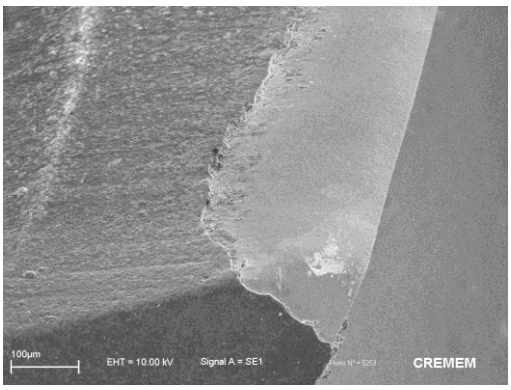
Proto 5 CN
après le 440eme trou



Proto 6 CN
après le 410eme trou



Proto 8 BS
après le 243eme trou



Proto 8 CN
après le 440eme trou

Figure 3. 57 Images MEB de l'usure des prototypes revêtus utilisés sur la machine 5 axes.

3.3.2 Conclusion

Les essais ont mis en évidence les géométries d'outil qui avaient les meilleures performances en termes de qualité de coupe, d'effort de pénétration et d'usure. La géométrie la plus adaptée des outils achetés sur le marché est celle du DIAGER 22690. La qualité des trous obtenus est bonne et l'usure est moyenne. Certains autres outils carbure ont montré une usure similaire mais leur géométrie a plus rapidement dégradé la qualité des trous avec un peu d'usure. Deux outils se comportent mieux si on les compare avec le DIAGER 22690. Il s'agit du proto 2 et 4. Ces essais d'usure confirment les bons résultats de ces deux outils sur le banc de perçage. Le proto 3 n'est apparemment pas une bonne solution.

Afin de limiter l'usure de l'outil, un revêtement diamant est apparu comme être une bonne solution comme nous l'a prouvé le DIAGER 22691 qui a la même géométrie que le 22690 et qui a percé 5 à 6 fois plus de trous que ce dernier. Les images du MEB n'ont pas permis de mettre en évidence un quelconque traitement du carbure du foret aidant l'accroche du diamant sur le carbure. Les résultats obtenus avec les prototypes revêtus sont très encourageants et montrent une augmentation de la durée de vie de ces outils revêtus diamant d'un facteur 6 à 10 par rapport à l'outil non revêtu. Bien qu'en début de

cycle de perçage, l'effort axial des outils de type BS soit plus faible que celui des outils de type CN, le diamant BS semble s'user plus rapidement que le diamant CN. Les outils proto 5 CN et proto 6 CN donnent donc les meilleurs résultats. La durée de vie a été donc améliorée de 44% par rapport à celle de l'outil revêtu de référence (outil DIAGER 22691). Il est à noter que ces résultats ont été obtenus pour des vitesses de coupe 3 fois supérieures à celles utilisées pour les outils en carbure non revêtu.

Les essais expérimentaux vont maintenant nous permettre de bâtir un modèle analytique et d'en déduire comment chaque paramètre (avance, vitesse de coupe, usure) influence sur l'effort de pénétration de l'outil.

Chapitre IV
Modélisation de l'usure

4.1 Introduction

La connaissance des mécanismes d'endommagement est un aspect très important de la coupe des composites car l'usure des outils participe pour une grande part dans le coût des opérations d'usinage. Le changement de la géométrie des outils, corollaire de l'usure, modifie les conditions de coupe et par conséquent détériore la qualité de l'usinage. L'usure a des origines mécaniques (abrasion) et chaque mécanisme d'endommagement agit sur l'outil à des niveaux différents selon les conditions spécifiques de l'usinage. La prédominance d'un des mécanismes ou l'effet combiné de plusieurs d'entre eux dépend à la fois du type d'opération d'usinage, des conditions de coupe et des propriétés physico-chimiques des matériaux mis en jeu. Les phénomènes tribologiques aux interfaces contrôlent alors la nature et la sévérité des usures.
Lors de l'usinage d'un composite carbone/époxyde, la géométrie et l'état physique de coupe sont modifiés par l'action combinée des efforts de coupe et de température atteinte près de l'arrête. Comme souligné dans le troisième chapitre l'usure des outils est de type usure abrasive. L'usure par abrasion se caractérise par la formation de bandes striées dans la direction de contact avec la surface usinée de la pièce ou dans la direction du débris qui glisse le long de la face de coupe. L'usure par abrasion apparaît donc à la fois sur la face de coupe (très peu, due aux dimensions des débris) et sur la face de dépouille des outils (cf. *figure 3.25* et *figure 3.26, paragraphe 3.1.1.7.1, Chapitre III*). Ce sont les particules dures qui sont à l'origine de cette usure. Ces particules dures sont représentées par les fibres de carbonne.
L'usure est souvent définie comme la quantité de matière perdue par l'outil. Lorsque l'usure se caractérise par l'apparition de bandes striées sur la face en dépouille formées par abrasion, des critères de durée de vie peuvent être établis à partir d'observations directes sur l'outil.
Le frottement de la pièce contre la face en dépouille fait apparaître une zone d'usure frontale, dont la hauteur V_B est plus ou moins régulière. Pour quantifier la durée de vie des outils il suffit de mesurer la largeur moyenne de l'usure en dépouille V_B.
Il est également possible d'évaluer l'état d'endommagement d'un outil de coupe à partir de critères indirects basés sur les performances ou la qualité de l'usinage. Ainsi, l'état de surface et les tolérances géométriques des pièces peuvent servir d'indicateurs du niveau d'usure. En perçage, on peut par exemple définir la durée de vie d'un foret par le nombre de trous percés respectant certains critères de qualité.
D'autres systèmes de surveillance sont également mis au point pour informer l'opérateur sur l'état d'endommagement de l'outil au cours de l'usinage. Ils sont basés sur le contrôle de l'évolution des efforts de coupe, de la température mesurée dans les zones de coupe ou par la puissance de la broche. Ces dernières années, des méthodes de surveillance d'usure par l'étude des signaux d'émission acoustique se sont également développées. Les signaux étudiés proviennent des ondes générées par la libération brutale d'énergie durant la déformation de matière.

4.2 Les lois existantes

Les enjeux industriels du perçage des matériaux composites sont aujourd'hui relativement clairs. Il s'agit de réaliser des perçages :

1. en assurant un certain niveau de qualité (par exemple pour un trou de diamètre 6*mm*, la précision dimensionnelle requise est de $_{0}^{+30\mu m}$, avec une ovalisation inférieure à 18μm, et une rugosité inférieure à 1,6μm) tout en garantissant l'intégrité de la structure composite,
2. à un prix par trou similaire à celui obtenu dans les matériaux métalliques de type alliage d'aluminium, c'est-à-dire en ayant des durées de vie d'outil suffisamment longue,
3. dans des empilements pouvant être hybrides (composite carbone/époxy et/ou alliage d'aluminium et/ou alliage de titane).

Les études développées ces dernières années dans le domaine du perçage des composites organiques, ont permis de :

- définir des modèles mécaniques reliant l'effort axial de perçage à l'effort nécessaire au délaminage [HOCH_03, HOCH_06, TSAO_07a, PIQU_00a, LACH_01]. En utilisant une loi de coupe empirique associant l'effort axial aux paramètres de coupe (essentiellement vitesse d'avance et diamètre du foret), il est alors possible de maîtriser le processus de perçage afin d'éviter le délaminage.
- analyser l'évolution de l'endommagement du matériau usiné au fur et à mesure de la progression du perçage [CAPR_95, DAVI_07, LIN_96], et de mettre en évidence l'effet des conditions de coupe ou de la géométrie de l'outil sur cet endommagement.
- optimiser à partir d'études paramétriques le processus de perçage de manière à limiter voir éliminer le délaminage, soit à partir d'une méthodologie Taguchi et une analyse de variance [TSAO_08], soit à partir de techniques basées sur les réseaux de neurones [LIN_03, SANJ_05].
- étudier l'évolution de l'usure des outils et son influence sur le délaminage [CHEN_97, TSAO_07b].
- étudier l'influence de la qualité des trous percés sur la tenue en service des assemblages composites [PERS_97], et l'influence également du lubrifiant [TASD_08].

Mis à part les études concernant le développement de modèles mécaniques permettant de prédire le délaminage, la plupart des travaux font appel à l'observation et à des analyses paramétriques. Aucune étude ne s'est intéressée aux problèmes d'arrachement sur les parois du trou, et peu d'informations existent sur l'usure des outils lors du perçage de ces matériaux.

La réalisation des trous dans les structures composites, en vue de leur assemblage, présente des différences notables avec le perçage des métaux. La plupart des problèmes rencontrés dans les composites sont associés à la qualité du perçage. Les différents types d'endommagements induits par le perçage sont d'ordre :

- mécanique : délaminage en entrée et/ou en sortie, arrachement de fibres sur la surface usinée (paroi du trou), fissuration du matériau, …

- thermique : brûlure de la matrice, …
- chimique : reprise en eau de la matrice et destruction des liaisons fibre/matrice.

L'endommagement thermique est dû au frottement entre l'outil et le matériau, et dépend essentiellement de la largeur du listel en contact avec la paroi du trou, associée à une vitesse de coupe trop élevée. Il se traduit par une élimination locale de la matrice et par la mise à découvert du renfort fibreux. Cet un phénomène facilement maîtrisable par un bon contrôle de la vitesse de rotation de l'outil

L'endommagement chimique dépend de la vitesse de reprise en eau du matériau et du temps de maintien sous forte humidité (lubrification importante du processus de perçage avec des lubrifiants à base d'eau). Il se traduit par une décohésion fibre/matrice pouvant générer dans le temps des fissures ou des délaminages. Le perçage à sec ou sous micro lubrification permet d'éviter ce type d'endommagement.

L'endommagement mécanique se traduit par l'apparition de défauts dont les plus problématiques sont les délaminages en entrée ou en sortie du trou, et les arrachements sur la paroi du trou. Ces dommages résiduels ont pour conséquence, en fonction de leur taille et de leur fréquence, d'abaisser les caractéristiques mécaniques du matériau composite et notamment la contrainte à rupture en traction et la limite d'endurance en fatigue. Ils sont systématiquement réparés, et de ce fait induisent un surcoût de fabrication.

Arrachement sur les parois

Ce type de défaut apparaît pour une orientation particulière du pli considéré du stratifié par rapport à la face de coupe de l'outil, associée à une perte d'acuité d'arête de l'outil. Il se traduit par des fragments de matériaux qui sont arrachés de la paroi du trou, ce phénomène pouvant se reproduire à chaque pli pour un même écart angulaire entre l'outil et les fibres. Aucun modèle n'a été développé jusqu'à présent pour traduire l'apparition de ce phénomène.

Délaminage

Le délaminage se produit lors d'opérations de perçage dites "en l'air", c'est-à-dire lorsque la plaque composite n'est pas appuyée au droit du perçage (absence de canons de perçage ou impossibilité d'en utiliser).

Le délaminage en entrée n'est pas un endommagement qui apparaît de manière systématique. Il est associé à l'action conjuguée de l'angle d'hélice, du frottement outil/matière et de la forme de la goujure. Après l'entrée en contact de l'arête de coupe avec les premiers plis du stratifié, la goujure à tendance à tirer vers le haut ces premiers plis avant qu'ils n'aient été totalement sectionnés. Cette action verticale a pour effet de séparer les premières strates de composites du reste du matériau et de créer ainsi une zone délaminée (cf. *figure 4.1*).

Le délaminage en sortie apparaît lorsque le foret s'apprête à déboucher du matériau. Lorsqu'il reste peu de plis ou de strates à percer, la diminution de rigidité du matériau rend la déformation plus facile et notamment la flexion de cette zone de la plaque. L'effort de pénétration du foret peut alors être suffisant pour provoquer la rupture des liaisons inter strates et permettre la création d'une zone délaminée lorsque l'outil débouche de la pièce (cf. *figure 4.1*).

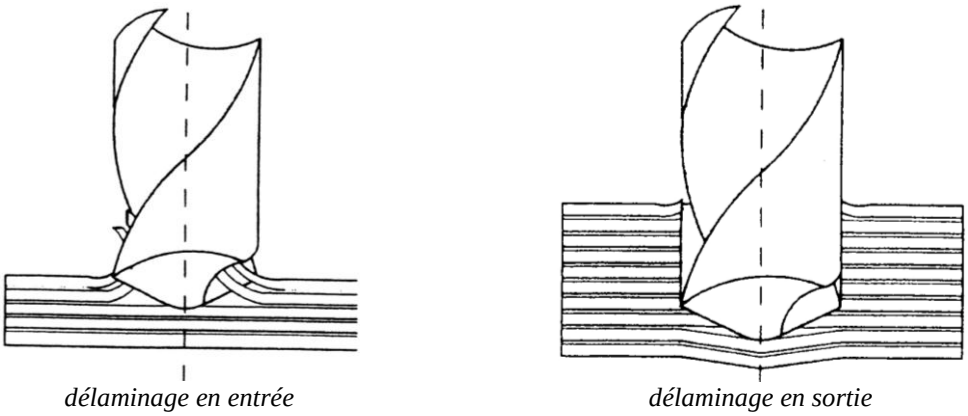


Figure 4. 1 Mode d'action du foret provoquant le délaminage [Ho-C_90].

L'usure des outils de coupe est fortement liée à l'outil, au matériau usiné et aux conditions de coupe. La nature (PCD ou carbure) et la taille des grains des outils de coupe influence sur leur durée de vie. Par exemple dans le cas d'un outil en carbure une taille de grain entre 0,8 et 1,4µm est recommandée pour obtenir une durée de vie maximale. La durée de vie des outils de coupe est aussi influencée par les propriétés mécaniques et thermiques (résistance, capacité d'évacuation de la chaleur) du matériau usiné. L'avance est le paramètre le plus important des conditions de coupe qui influence l'usure des outils pendant l'usinage des composites.

A partir des critères d'usure, on établit des modèles de durée de vie. La plus ancienne et la plus utilisée est celle de Taylor (cf. *équation 4.1*) ou de Taylor modifiée (cf. *équation 4.2*) :

$$V_c \cdot L^n = C_1 \tag{4.1}$$

$$V_c^p \cdot f^q \cdot w^r \cdot L = C_2 \tag{4.2}$$

Ces équations décrivent la relation entre la durée de vie L et les paramètres de coupe comme la vitesse de coupe V_c, l'avance f et la profondeur de passe w ; elles font intervenir des constantes (C_1, C_2, n, p, q, r) qui doivent être identifiées expérimentalement pour chaque couple outil/matière considéré et pour chaque procédé d'usinage.

Dans la littérature très peu d'auteurs ont introduit l'usure dans leur modèle.

Le modèle de Tsao et al. [TSAO_07b] tient compte de l'usure de l'outil hélicoïdal. L'effort axial exercé par un outil selon son niveau d'usure est de la manière donnée par l'*équation 1.24* (cf. *paragraphe 1.10, Chapitre I*). Le modèle de Tsao et al. [TSAO_07b] n'inclue pas des facteurs de perçage très importants comme l'*avance* et la *vitesse de rotation*.

Lin et Ting [LIN_95] ont trouvé un modèle de surveillance de l'usure. L'effort de pénétration F et le couple de perçage M sont représentés en fonctions des paramètres de

coupe (vitesse de rotation v [*tr/min*], avance f [*mm/tr*], vitesse d'avance F_r [*mm/min*], diamètre de l'outil d [*mm*] usure w [*mm*]). Les auteurs ont trouvé deux formes de modèles pour caractériser F et M.

Modèle I :

$$F = a_0 + a_1 df + a_2 dw + a_3 d + a_4 d^2 \tag{4.3}$$

$$M = b_0 + b_1 d^2 f + b_2 d^2 w + b_3 d^2 \tag{4.4}$$

Modèle II :

$$\ln F = a_0 + a_1 \ln v + a_2 \ln F_r + a_3 \ln d + a_4 \ln w \tag{4.5}$$

$$\ln M = b_0 + b_1 \ln v + b_2 \ln F_r + b_3 \ln d + b_4 \ln w \tag{4.6}$$

Les auteurs ont remarqué que l'influence de l'usure sur l'effort de pénétration (F), qui a été comparée avec l'influence des autres paramètres sur l'effort de pénétration, est plus importante que l'influence de l'usure sur le couple de perçage (M). En autres termes le signal enregistré de l'effort de pénétration est plus sensible au changement de l'usure de l'outil que le signal du couple de perçage.

4.3 Modèle proposé

Les résultats expérimentaux nous ont confirmé le fait que l'effort axial est influencé par l'avance f, la vitesse de coupe V_c et l'usure de l'outil W. L'objectif est de minimiser, voire même de supprimer le délaminage lors du perçage des composites en carbone/époxy. Le but de ce chapitre est donc de trouver un modèle mathématique qui nous permette de nous approcher le plus possible de la valeur de l'effort axial obtenu expérimentalement. Ainsi, ceci nous permettrait tout d'abord de vérifier notre modèle avec l'aide de nos résultats expérimentaux et d'anticiper le comportement de chaque outil pour le perçage du composite. Dans un premier temps, un modèle mathématique de prévision est présenté. Par la suite, la procédure est explicitée et la synthèse de l'étude présente les intérêts et les limites du modèle. Une relation liant l'effort axial (de pénétration) F_a aux conditions de coupe du foret (f, V_c) et à l'usure de l'outil est proposée. Mais tout d'abord on va s'intéresser au coefficient de frottement et au critère d'usure V_B, qui représente deux paramètres importants pour la caractérisation de l'usure de l'outil de coupe.

4.3.1 Coefficient de frottement

Les conditions de contact et de frottement sont généralement modélisées à l'aide d'un coefficient de frottement. En usinage, le contact est d'abord regardé à travers le coefficient de frottement moyen μ défini par le rapport entre l'effort tangentiel ou l'effort de frottement F_t et l'effort normal à la face en dépouille F_n (cf. *équation 4.7*). A partir des efforts expérimentaux, enregistrés pendant la phase de retour de l'opération de rabotage dans laquelle on fait que frotter l'outil sur la pièce, le coefficient de frottement moyen μ entre la face en dépouille de l'outil et la pièce peut être obtenu par la relation :

$$\mu = \frac{F_t}{F_n} \tag{4.7}$$

L'expérience montre que μ dépend à la fois de la vitesse de coupe (faible influence), de l'avance et de la géométrie de l'outil, et donc aussi de la température qui est directement liée aux paramètres précédents.
Le coefficient de frottement moyen est une notion très globale puisqu'il est défini à partir des efforts qui résultent non seulement des interactions à l'interface outil/pièce caractérisées par des phénomènes de frottement entre la face de dépouille et la surface de la pièce mais également des actions sur l'arrondi d'outil.

La *figure 4.2* représente l'évolution du coefficient de frottement moyen μ avec la longueur usinée pour une avance f de 0,1*mm*, vitesse de coupe V_c de 60*m/min* et un angle de coupe α nul. On peut remarquer une comparaison entre le carbure WC et les outils revêtus BS et CN. Quelque soit l'outil utilisé on distingue un accroissement du μ avec l'augmentation du L_c. L'augmentation la plus importante entre le début et la fin de la coupe est enregistrée pour l'usinage avec le carbure WC (4,4 fois ou 344%).

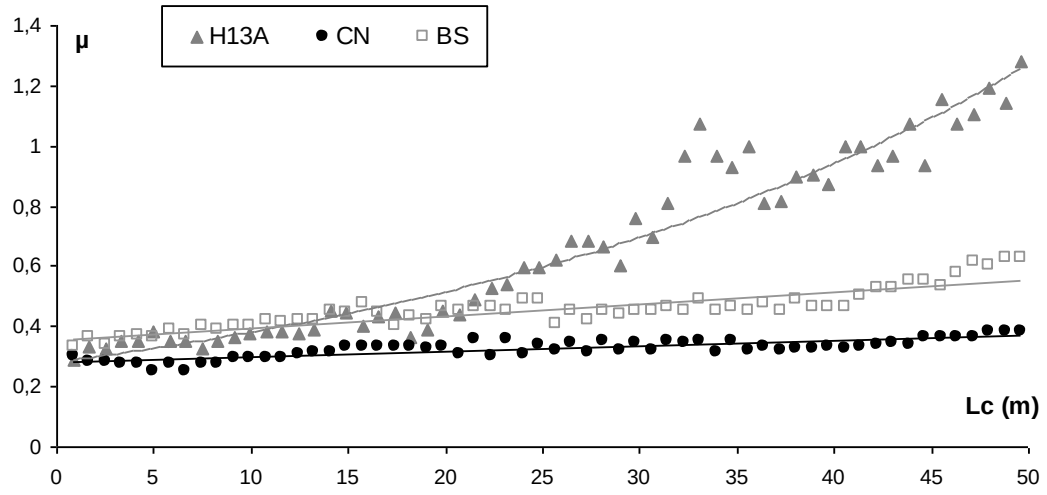


Figure 4. 2 Evolution du coefficient de frottement μ en fonction du L_c pour f = 0,1mm, V_c = 60m/min et α=0°.

En comparant les deux revêtements on peut remarquer que l'augmentation du coefficient de frottement du BS est plus importante que pour CN à la fin de l'usinage et que μ pour CN a des valeurs plus faibles. L'augmentation entre le début et la fin de la coupe enregistrée pour l'usinage avec le revêtement CN est de 1,3 fois ou 35% et pour le revêtement BS est de 1,8 fois ou 80%. Donc le revêtement CN a un meilleur comportement. Lorsque l'épaisseur de la matière à enlever est plus importante (0,2 et 0,3*mm*) l'augmentation du coefficient de frottement est de plus en plus importante. Le coefficient de frottement diminue légèrement avec l'augmentation de la vitesse de coupe.

4.3.2 Critère d'usure V_b

La durée de vie d'un outil est le temps de coupe total nécessaire pour atteindre un critère de durée de vie spécifique. Pour évaluer la durée de vie, on se réfère à une valeur limite d'un critère direct (V_B). L'analyse de l'endommagement se fait très souvent en considérant l'usure sur la face de dépouille car cette dernière influence directement la qualité de la surface de la pièce. Pour un outil en carbure, les critères suivants sont recommandés par la norme ISO : (a) hauteur moyenne V_B = 0,3*mm*, (b) hauteur maximale V_{Bmax} = 0,6*mm* (c) usure en entaille de 1*mm* (tournage de finition).
Dans le *tableau 4.1* sont montrées quelques valeurs du paramètre V_b pour caractériser l'usure des outils utilisés en rabotage et aussi en perçage. V_b des plaquettes (carbure, ou carbure revêtu) utilisées en coupe orthogonale a été mesuré après une longueur de coupe de 50*m*. Par contre pour les forets utilisés sur le banc de perçage V_b a été mesuré après un L_c de 160*m*.
On peut remarquer en rabotage la plus faible valeur pour la plaquette H13A (0,23*mm*) en la comparant avec les autres carbures. En comparant tous les revêtements ont peut remarquer une faible valeur de 0,09*mm* pour C3. Le meilleur comportement du point de vue du V_b est le revêtement CN avec une valeur de 0,02*mm*. On remarque des faibles valeurs pour proto 1 et proto 4. Même si la valeur du V_b du TITEX A1163 est plus faible que celle du DIAGER 22690 on a bien vu que l'arrondi d'arête est meilleur pour ce dernier. Donc l'acuité d'arête est un paramètre plus important que l'usure en dépouille caractérisée par le critère V_b.

Outil	V_b (*mm*)	Outil	V_b (*mm*)
Plaquette S6	0,25	DIAGER A2814	0,045
Plaquette S1P	0,24	DIAGER 22690	0,06
Plaquette H13A	0,23	DIAGER 22694	0,025
H13A+C1	0,17	DIAGER 22691	0,034
H13A+C2	0,18	Proto 1	0,03
H13A+C3	0,09	Proto 2	0,048
H13A+C4	0,2	Proto 3	0,06
H13A+BS	0,055	Proto 4	0,035
H13A+CN	0,053	Proto 8 BS	0,022
TITEX A1163	0,05	Proto 8 CN	0,02

Tableau 4. 1 Quelques valeurs représentatives du V_b.

4.3.3 Détermination des variables

Les résultats expérimentaux nous ont confirmé le fait que l'effort axial est influencé par l'avance *f*, la vitesse de coupe V_c et l'usure de l'outil *W*. Pour mieux expliquer ces influences on a approfondi notre étude sur l'influence de ces paramètres. Pour comprendre comment ces paramètres conditionnent l'effort axial on a réalisé des essais dans lesquels on a fait varier un seul paramètre. Considérant que l'usure est négligeable, quand on a fait varier l'avance, l'effort axial (F_a en perçage ou F_h en rabotage) a une évolution suivant l'*équation 4.8*.

$$F_a = cte \cdot f^{\alpha} \text{ où } F_h = cte \cdot f^{\alpha} \tag{4.8}$$

En associant une courbe de tendance et pour tous les outils, nous pouvons déterminer le paramètre α. Quand sa valeur se rapproche de 1, l'avance influence encore plus la valeur de l'effort axial.

Dans le *tableau 4.2* on peut remarquer des valeurs plus importantes pour le carbure en comparaison avec le carbure revêtu. Donc pour le carbure l'avance et la vitesse de coupe influencent plus l'effort axial que pour le carbure revêtu. Cette différence peut être expliquée aussi par l'usure qui intervient davantage sur le carbure.

	H13A	H13A revêtu diamant
α	0,889	0,0469
β	0,299	0,0135

Tableau 4. 2 Valeurs de α et β en coupe orthogonale.

D'après le *tableau 4.3*, l'outil TITEX A1163 présente donc la plus grande influence de l'avance sur l'effort axial. Le meilleur résultat est pour le DIAGER 22690 en ce qui concerne les outils non revêtus et pour le DIAGER 22691 pour les outils revêtus.

	SANDVIK R850	TITEX A1163	DIXI 1290	DIAGER A2814	DIAGER 22690	DIAGER 22691
α	0,367	0,422	0,314	0,357	0,231	0,221
β	0,192	0,261	0,341	0,327	0,388	0,03

Tableau 4. 3 Quelques valeurs de α et β en perçage.

Considérant que l'usure est négligeable, quand on a fait varier la vitesse de coupe, l'effort axial (F_a en perçage ou F_h en rabotage) a une évolution suivant l'*équation 4.9*. Si on refait la même étude afin de comprendre comment la vitesse de coupe conditionne l'effort axial, il nous faut trouver le paramètre β. De même, la valeur du paramètre β nous montrera l'influence de la vitesse de coupe sur l'effort axial pour chaque outil. Le paramètre β est, comme précédemment, calculé à partir des courbes de tendances.

$$F_a = cte \cdot V_c^{\beta} \text{ où } F_h = cte \cdot V_c^{\beta} \tag{4.9}$$

L'outil DIAGER 22690 a ainsi la plus forte influence de la vitesse de rotation sur l'effort axial. Le même outil, revêtu diamant (DIAGER 22691), ne subit aucune influence.

En conclusion, nous pouvons dire que l'influence de l'avance est plus grande que celle de la vitesse de rotation. Une augmentation de l'avance associe un changement plus important de l'effort axial. Ainsi, la variation de l'effort pendant les essais où la vitesse de rotation varie est en partie due à l'usure de l'outil.

Si on refait la même étude afin de comprendre comment l'usure conditionne l'effort axial, il nous faut trouver le paramètre δ (cf. *équation 4.10*). Le paramètre δ est, comme précédemment, calculé à partir des courbes de tendances.

$$F_a = cte \cdot W^{\delta} \text{ où } F_h = cte \cdot W^{\delta} \tag{4.10}$$

Dans le *tableau 4.4* on peut remarquer les valeurs du paramètre δ, qui sont obtenues à partir des essais expérimentaux réalisés sur la machine outil 5 axes. Ces essais sont réalisés sans changer aucun paramètre afin d'étudier l'influence de l'usure sur l'effort axial.

	H13A	H13A revêtu CN	H13A revêtu BS	TITEX A1163	DIXI 1290	DIAGER 22690	DIAGER 22694
δ	0,355	0,0161	0,0675	0,4576	0,4145	0,1966	0,2893

Tableau 4. 4 Valeurs de δ pour les différents outils.

D'après le *tableau 4.4*, l'outil TITEX A1163 présente donc la plus grande influence de l'usure sur l'effort axial. Le meilleur résultat est pour le DIAGER 22690 en ce qui concerne les outils non revêtus en perçage et pour le carbure revêtu CN pour les outils revêtus en coupe orthogonale. Le DIAGER 22694 a une valeur de δ plus importante que DIAGER 22690, ce qui est dû à la mauvaise évacuation des poussières.
A partir des équations *4.8*, *4.9* et *4.10* nous pouvons faire une première approche de notre modèle recherché pour la prévision de l'effort axial généré lors d'un perçage de composite carbone/époxy (cf. *équation 4.11*). A l'aide des essais expérimentaux réalisés en rabotage et en perçage nous pouvons dire que l'effort axial est influencé par l'avance f, la vitesse de coupe V_c et l'usure de l'outil W.
De plus, l'usure se traduit en tenant compte de l'effort axial F_a et de la longueur de coupe L_c (cf. *équation 4.12*). Au moment d'un essai i, on doit ainsi prendre en considération tout le mécanisme d'usure jusqu'à l'essai i-1.

$$F_a = K \cdot f^{\alpha} \cdot V_c^{\beta} \cdot W^{\delta} \tag{4.11}$$

$$W_i = W_0 + A_0 \cdot \gamma_{i-1} \quad \text{et } \gamma_{i-1} = \sum_{j=1}^{i-1} F_{a_j} \cdot L_{c_j} \tag{4.12}$$

où W_0 est la valeur initiale d'une possible usure ou imperfection sur les arêtes de coupe de l'outil, A_0 est une constante tenant compte des mécanismes d'abrasion, W_i représente la valeur de l'usure au moment de l'essai i et γ_{i-1} représente l'usure de l'outil pendant tout le processus de perçage et est représenté ici par la somme des produits entre l'effort axial et de la longueur de coupe jusqu'à l'essai i-1.

Apres l'introduction du terme de l'usure (cf. *équation 4.12*) dans l'*équation 4.11* on obtient notre modèle recherché (cf. *équation 4.13*).
Pour obtenir chacune des variables marquées dans l'é*quation 4.13* on dispose des données de tous les essais effectués. La difficulté réside dans la réalisation d'une régression multiple non linéaire avec 6 variables (K_c, W_0, A_0, α, β et δ) à partir des essais

expérimentaux. Cette régression est réalisée avec l'aide du logiciel *Lumière*. Pour réduire ce processus et éviter de convertir la recherche des paramètres dans un problème purement mathématique on a effectué plusieurs tentatives jusqu'à obtenir une série des pas à suivre qui réduisent le problème en utilisant une régression linéaire multiple et une régression non linéaire, mais pour la deuxième avec un nombre plus petit de paramètres.

$$F_{a_i} = K_c \cdot f_i^{\alpha} \cdot V_{c_i}^{\beta} \cdot (W_0 + A_0 \cdot \gamma_{i-1})^{\delta} \tag{4.13}$$

où K_c représente une constante dépendante de :

- la géométrie de l'outil (angle de la pointe, angle de coupe, angle de dépouille, angle d'hélice, l'âme),
- propriétés du matériau à usiner,
- zone de contact entre l'outil et la pièce (forme de la pointe, diamètre de l'outil).

En appliquant un logarithme à l'*équation 4.13* on obtient l'*équation 4.14*.

$$\log(F_{a_i}) = \log(K_c) + \alpha \cdot \log(f_i) + \beta \cdot \log(V_{c_i}) + \delta \cdot \log\left(\gamma_{i-1} \cdot \left(\frac{W_0}{\gamma_{i-1}} + A_0\right)\right) \tag{4.14}$$

A cette étape, on considère que l'usure initiale W_0 est nettement inférieure à l'usure de l'outil γ_{i-1} qui se produit tout au long du processus de perçage. On suppose donc que $W_0 \ll \gamma_{i-1}$. Ceci nous permet d'obtenir une équation simplifiée qui permet de mener à bien la première régression linéaire multiple (cf. *équation 4.15*).

$$\log(F_{a_i}) \approx \log(K_c) + \delta \cdot \log(A_0) + \alpha \cdot \log(f_i) + \beta \cdot \log(V_{c_i}) + \delta \cdot \log(\gamma_{i-1}) \tag{4.15}$$

Cette hypothèse concernant W_0 sera vérifiée par la suite et on verra jusqu'à quel point elle est certaine, mais elle nous permet une série des valeurs optimales. On obtient ainsi une première équation pour trouver les paramètres α, β et δ (cf. *équation 4.16*).

$$\log(F_{a_i}) \approx K_1 + \alpha \cdot \log(f_i) + \beta \cdot \log(V_{c_i}) + \delta \cdot \log(\gamma_{i-1}) \tag{4.16}$$

Une fois ceci établi, on détermine les autres paramètres. Apres un nouvel ajustement du paramètre δ (ciblage du δ) on prend en considération toutes les autres variables du terme usure. A partir de l'*équation 4.13* on obtient l'*équation 4.17*.

$$\frac{F_a}{f_i^{\alpha} \cdot V_{c_i}^{\beta}} = K_c \cdot (W_0 + A_0 \cdot \gamma_{i-1})^{\delta} \tag{4.17}$$

On obtient ainsi avec l'aide d'une régression non linéaire les paramètres δ, K_c, W_0, et A_0 (cf. *équation 4.18*).

$$\log\left(\frac{F_a}{f_i^{\alpha} \cdot V_{c_i}^{\beta}}\right) = \log(K_c) + \delta \cdot \log(W_0 + A_0 \cdot \gamma_{i-1}) \tag{4.18}$$

Enfin, le dernier pas consistera à comparer ces valeurs avec celles obtenues tout au long des essais expérimentaux pour vérifier si le lissage obtenu se trouve dans une marge d'erreur de moins de 5%. Donc on vérifie si notre modèle peut fournir de bonnes prédictions de l'effort de pénétration. En suivant le processus décrit antérieurement les paramètres α, β et δ ont été déterminés grâce à une régression multiple par le logiciel *Lumière*. Log(K_c), W_0 et A_0 ont été déterminés grâce à une régression non linéaire par le logiciel *Lumière* et en fixant le paramètre δ. Tous ces paramètres trouvés avec l'aide du logiciel *Lumière* ont été introduits dans notre modèle (cf. *équation 4.13*) réalisé sous *Excel*.

Dans le *tableau 4.5* on peut remarquer les valeurs trouvées de ces paramètres qui nous donnent ainsi une idée plus exacte de l'influence directe de chacun des paramètres du perçage tels que la vitesse de coupe V_c, l'avance f et l'usure des outils W. Tous les outils du *tableau 4.5* ont un diamètre de 6*mm* sauf l'outil DIXI 1290 qui a un diamètre de 5*mm*. Pour arriver à trouver ces variables on a utilisé les valeurs expérimentales de F_a obtenues sur le banc de perçage, parce que c'est là qu'on peut observer l'influence des trois paramètres du perçage tels que la vitesse de coupe V_c, l'avance f et l'usure W. Ensuite avec les 6 variables déjà trouvées on les a introduites dans notre modèle pour vérifier s'il n'y a pas d'erreurs importantes (cf. *figure 4.3*).

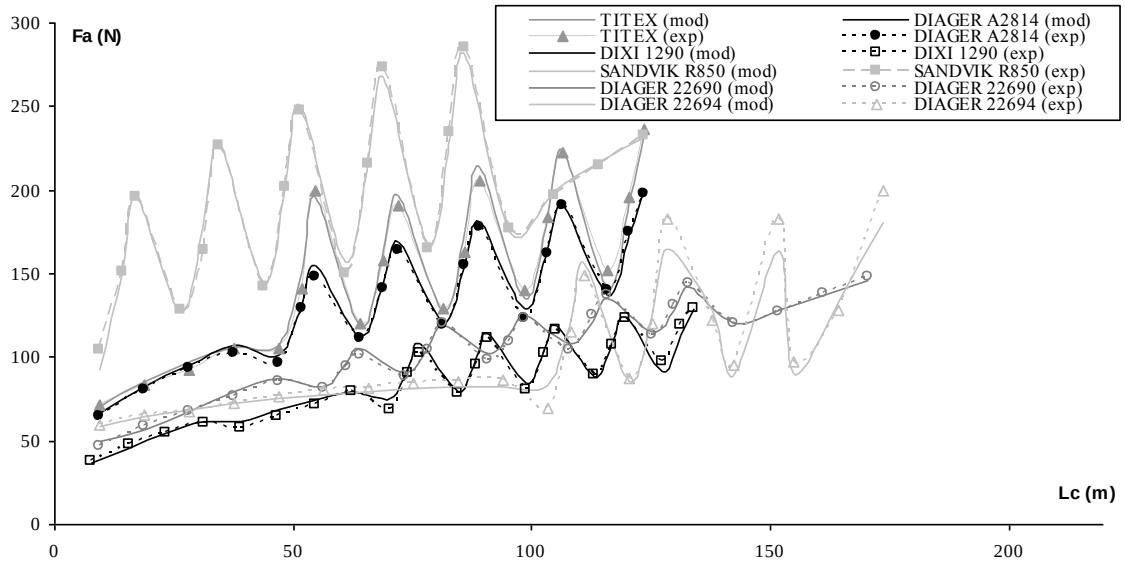


Figure 4. 3 Comparaison entre les valeurs du modèle et celle expérimentales.

Dans la *figure 4.4* ont peut remarquer le pourcentage d'erreurs pour quelques outils représentatifs entre les valeurs obtenues par le modèle et celles des essais expérimentaux. On se trouve dans une marge d'erreur de moins de 10% par rapport aux essais pour tous les outils sauf pour l'outil DIAGER 22694. Pour observer plus précisément les erreurs entre le modèle et les essais, nous avons représenté le pourcentage d'erreurs pour chacun des essais pour quelques outils. D'après ces erreurs, nous pouvons affirmer que peu de valeurs de Fa se trouvent au-dessus de 5% d'erreur par rapport aux essais. Le modèle peut ainsi fournir de bonnes prédictions de l'effort de pénétration.

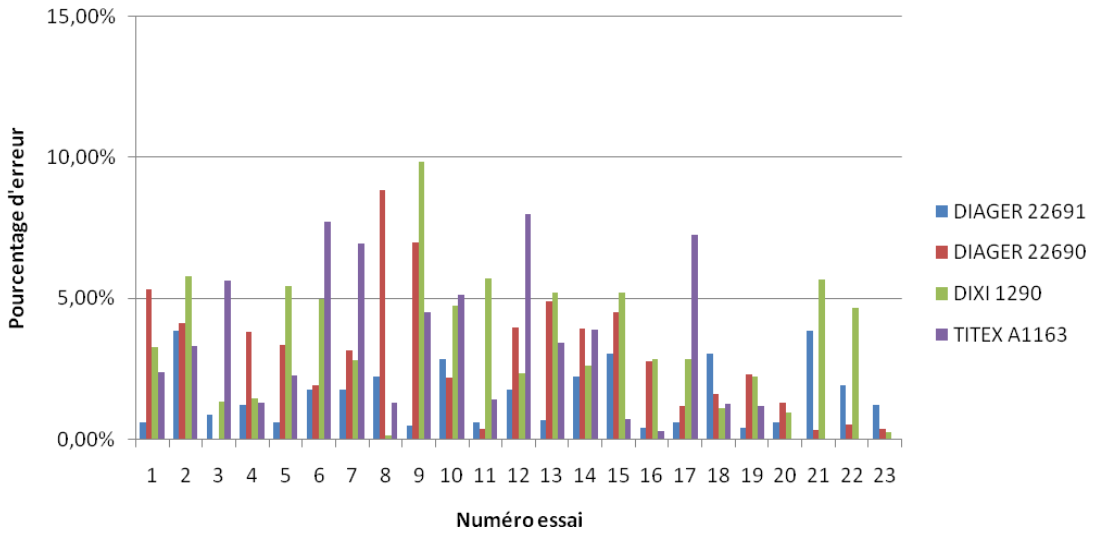


Figure 4. 4 Pourcentage d'erreurs entre les valeurs de l'effort de pénétration obtenues à partir du modèle et des essais expérimentaux.

4.3.4 Interprétation des résultats

<u>Influence de la géométrie des outils</u>

K_c est le paramètre qui prend en compte les caractéristiques géométriques de l'outil et les propriétés du matériau à usiner. Puisque le matériau à usiner est le même dans tous les cas, nous considèrerons que seules les propriétés géométriques de l'outil influencent la valeur du paramètre K_c. En comparant les outils achetés nous pouvons constater que la géométrie à deux angles de dépouille du DIAGER 22690 améliore considérablement la valeur du K_c (cf. *tableau 4.5*). Donc K_c plus faible implique ainsi un effort de pénétration plus faible. Néanmoins, la géométrie du DIXI 1290 (pointe en forme de C) engendre une valeur correcte pour K_c, mais il faut tenir compte que cet outil a un diamètre de 5*mm*. En ce qui concerne les prototypes non revêtus on peut distinguer une amélioration du K_c pour le proto 4. Donc cette géométrie à double pointe semble adaptée pour le perçage des composites. En ce qui concerne les prototypes revêtus on peut distinguer des valeurs plus faibles pour le revêtement de type BS. Proto 8 BS engendre la meilleure valeur pour α. La plus grande valeur a été enregistrée avec l'outil DIAGER 22694. Cet outil a un angle d'hélice nul. Donc les outils avec des angles d'hélice faible ou nuls ne sont pas adaptés pour le perçage des composites.

Si on compare les valeurs de l'outil DIAGER A2814 d'un diamètre de 6*mm* (K_c =76,93) avec le même mais d'un diamètre de 10*mm* (K_c =100), on peut dire que la seule différence ici c'est le diamètre (l'outil a la même géométrie et on suppose que les propriétés du matériau à usiner sont les mêmes sur le volume de la plaque). On peut décrire l'influence du diamètre de l'outil sur K_c comme dans l'*équation 4.19*. Donc le diamètre de l'outil est un paramètre important qui donne ici au K_c une augmentation de 30% avec l'augmentation du diamètre de 6 à 10*mm* ($\varphi = 0{,}3784$).

$$K_c = cte \cdot d^{\varphi} \tag{4.19}$$

où d est le diamètre de l'outil et φ est un paramètre qui nous montre comment le diamètre conditionne K_c.

Outil	K_c	α	β	δ	W_0	A_0
SANDVIK R850 (Ø=6mm)	55,74	0,45	0,17	0,18	300	1,26
TITEX A1163 (Ø=6mm)	107	0,43	0,04	0,21	30	0,06
DIXI 1290 (Ø=5mm)	36	0,28	0,07	0,224	15	0,095
DIAGER A2814 (Ø=6mm)	76,93	0,31	0,09	0,26	5	0,006
DIAGER A2814 (Ø=10mm)	100	0,32	0,1	0,26	11	0,01
DIAGER 22690 (Ø=6mm)	15	0,17	0,102	0,26	150	0,15
DIAGER 22691 (Ø=6mm)	65	0,226	0,0102	0,14	150	0,0003
DIAGER 22694 (Ø=6mm)	136	0,55	0,018	0,127	300	0,593
Proto 1 (Ø=6mm)	18	0,16	0,084	0,2688	150	0,105
Proto 2 (Ø=6mm)	16,5	0,102	0,02	0,2678	100	0,12
Proto 3 (Ø=6mm)	19	0,2102	0,116	0,2663	100	0,15
Proto 4 (Ø=6mm)	11,8	0,094	0,067	0,2821	60	0,10
Proto 5 CN (Ø=6mm)	122	0,2344	0,0301	0,0011	1,3398	1,4371
Proto 5 BS (Ø=6mm)	63	0,1561	0,0025	0,0188	1,3708	0,003
Proto 6 CN (Ø=6mm)	93	0,2236	0,0485	0,0094	0,8735	1,7748
Proto 6 BS (Ø=6mm)	59	0,1371	0,0089	0,0024	0,9705	0,9635
Proto 8 CN (Ø=6mm)	107	0,2011	0,0194	0,0032	1,7790	0,0014
Proto 8 BS (Ø=6mm)	52	0,1079	0,0069	0,009	0,9062	0,6166

Tableau 4. 5 Valeurs des différents paramètres du modèle.

Influence de la vitesse de coupe et de l'avance

α est le paramètre qui prend en compte l'influence de l'avance et β est le paramètre qui prend en compte l'influence de la vitesse de coupe. En comparant les outils achetés nous pouvons constater que l'outil DIAGER 22690 améliore considérablement la valeur du α et TITEX A1163 la valeur du β (cf. *tableau 4.5*). Néanmoins, la géométrie du DIXI 1290 (pointe en forme de C, Ø=5*mm*) engendre une valeur correcte pour β. En ce qui concerne les prototypes non revêtus on peut distinguer une amélioration du α pour le proto 4 et du β pour le proto 2. Donc un angle d'hélice grand peut diminuer l'influence de la vitesse de coupe et cette géométrie à double pointe semble diminuer l'influence de l'avance. En ce qui concerne les prototypes revêtus on peut distinguer des valeurs plus faibles pour le revêtement de type BS. Proto 5 BS et proto 8 BS engendre les meilleures valeurs pour β. Proto 8 BS engendre la meilleure valeur pour α. La plus grande valeur du α a été enregistrée avec l'outil DIAGER 22694. En comparant l'outil DIAGER 22694 avec DIAGER 22691 on remarque la même influence de la vitesse de coupe, mais une diminution de la moitié du α pour ce dernier. Donc les outils avec des angles d'hélice nuls ne sont pas adaptés pour le perçage des composites.
Si on compare les valeurs de l'outil DIAGER A2814 d'un diamètre de 6*mm* avec le même, mais d'un diamètre de 10*mm*, on ne voit pas de différences notables.

Influence de l'usure

δ, W_0 et A_0 sont les paramètres qui prennent en compte l'influence de l'usure. En comparant les différents outils en carbure nous pouvons constater que l'outil TITEX A1163 a une valeur faible du δ (cf. *tableau 4.5*). L'outil qui s'use le moins est le PCD (DIAGER 22694) avec δ=0,127. En ce qui concerne δ pour les prototypes non revêtus on ne voit pas de différences notables. Le modèle nous présente l'outil DIAGER A2814 et le proto 4 comme celui qui a la plus faible usure initiale et les plus importants phénomènes abrasifs qui se produiraient pendant le perçage. Nous pouvons constater que les outils revêtus diamant sont très peu influencés par l'usure. Si on compare les valeurs de l'outil DIAGER A2814 d'un diamètre de 6*mm* avec le même mais d'un diamètre de 10*mm*, on ne voit pas de différences notables. On remarque juste que l'usure initiale est 2,2 fois plus grande, ce qui est dû à une plus grande surface ébréchée des arêtes.

Pour avoir une vision conjointe de l'effet des trois paramètres analysés: avance, vitesse de coupe et l'usure de l'outil, on a effectué à travers l'*équation 4.13* et les variables du *tableau 4.5* les lissages (rapprochements) sur l'effort axial qu'effectueraient chaque outil pour différentes avances et vitesses de rotation (de coupe). Pour observer l'usure des outils on a utilisé la même longueur de coupe pour chaque trou réalisé.

La *figure 4.5* représente des simulations effectuées avec notre modèle pour voir comment les outils se comportent globalement et vérifier l'effet de tous les paramètres dans l'ensemble. De ces graphiques on peut extraire quelques observations intéressantes en ce qui concerne le comportement de l'effort axial. Grâce à notre modèle des simulations peuvent être réalisées pour montrer l'évolution de l'effort axial en fonction de l'usure des outils. Ainsi on peut choisir les paramètres de coupe désirés. Par exemple, on a choisi une vitesse de rotation N de 3000*tr/min* et une avance f de 0,15*mm/tr*, ce qui nous donne un comportement assez bon pour l'outil DIAGER 22690 par rapport aux outils en carbure achetés sur le marché.

La *figure 4.5* montre la forme des courbes de l'effort axial (données par le modèle) et une valeur importante pour proto 1 et DIAGER 22691. L'intérêt de ces courbes est de connaître la variation de l'effort axial pour différentes valeurs de N (ou V_c) et de f afin de comprendre leur influence. Avec l'augmentation de l'avance et aussi celle de la vitesse de coupe le comportement des outils proto 2 et proto 4 est toujours meilleur que les autres outils. Cette tendance (cf. *figure 4.5*) on peut la remarquer aussi avec les outils revêtus proto 6 CN et proto 8 CN (de la même géométrie que proto 2 et proto 4). Les valeurs de l'effort axial données par le modèle pour proto 6 CN et proto 8 sont en dessous 200N et pour proto 2 et proto 4 sont autour de 250N. Les profils de l'effort axial obtenus par notre modèle sont réalistes si on les compare à ceux obtenus expérimentalement (cf. *figure 3.52* et *figure 3.53*).

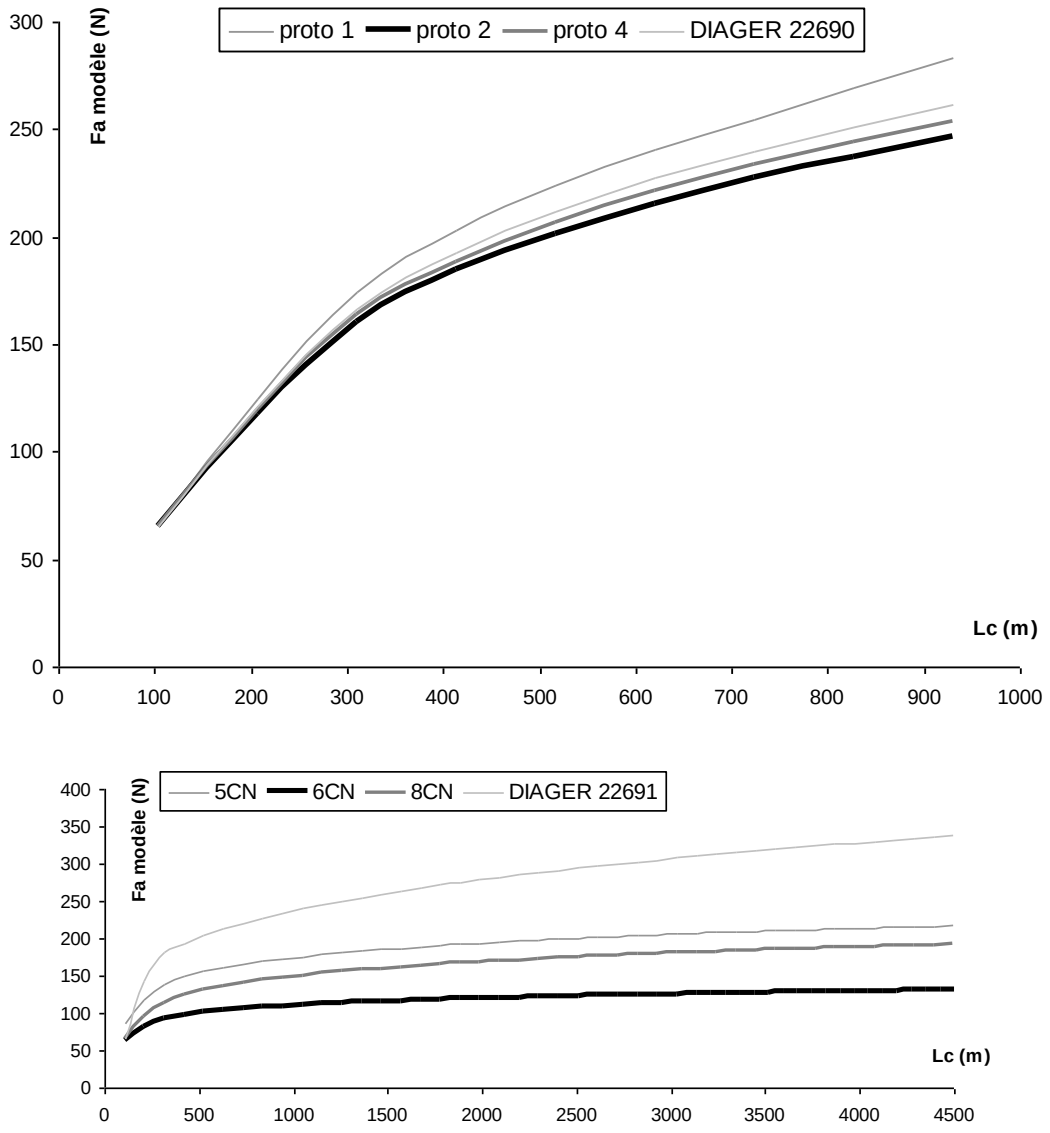


Figure 4. 5 Variation du résultat de l'effort axial donné par le modèle pour N=3000tr/min et f=0,15mm/tr.

4.4 Conclusion

Le modèle de l'effort axial lors du perçage des plaques en composites est validé par l'expérimentation et les résultats sont satisfaisants. Le modèle peut ainsi fournir de bonnes prédictions de l'effort de pénétration. Le revêtement CN a un meilleur comportement du point de vue de l'évolution du coefficient de frottement moyen μ. Le meilleur comportement du point de vue du critère d'usure V_b c'est le revêtement CN (V_b=0,02mm).

Les essais expérimentaux ont permis d'obtenir des abaques donnant la valeur de l'effort de pénétration du foret en fonction de sa géométrie, de l'affûtage, de la vitesse de coupe et de l'avance par tour. Ces abaques peuvent être utilisés avec des machines conventionnelles. De plus, notre modèle d'aide au perçage a été développé pour permettre à un préparateur méthode, ou aux opérateurs sur le terrain, de définir rapidement, sans connaissances particulières concernant les composites, les principaux paramètres de coupe.

Les perspectives portent sur la validité du modèle de prévision de l'effort axial de perçage qui sera cerné en étudiant de manière plus complète la géométrie de l'outil et la zone de contact outil/pièce qui se retrouvent dans le paramètre K_c.

Chapitre V
Simulation numérique

Introduction

L'objectif de ce chapitre est de présenter un outil numérique simple qui permet de modéliser le comportement mécanique des composites unidirectionnels pendant la coupe orthogonale. Dans les chapitres précédents, nous avons vu que pour maîtriser les phénomènes physico-chimiques qui se produisent pendant la coupe, il était nécessaire d'identifier les paramètres de contact. Nous avons également vu qu'il était très difficile de les mesurer expérimentalement, la simulation numérique se présente alors comme une alternative au problème. Dans ce cinquième chapitre, nous proposons l'utilisation de l'outil numérique, qui permet de simuler le comportement mécanique d'un composite pendant l'usinage. Cet outil est aussi une méthode de détermination des efforts de coupe basée sur la simulation numérique. Nous avons choisi la coupe orthogonale, qui est le seul processus de coupe véritablement maîtrisé du point de vue expérimental et du point de vue de la simulation numérique. L'observation de la formation du copeau expérimentalement, à l'aide d'une caméra vidéo rapide, va être comparée avec celle réalisée avec l'aide de l'outil numérique.

5.1 Choix de l'outil numérique

L'étude du comportement des matériaux hétérogènes comme le composite, qui présente une structure à double échelle (micro et macro), est très complexe. Pour modéliser et reproduire très finement la structure du composite nous prendrons en compte les propriétés de chaque composant du composite (fibre et matrice) à l'échelle micro et macro. Cette modélisation par éléments discrets permet d'intervenir directement et localement sur chaque particule et chaque liaison afin d'étudier plus facilement l'influence des propriétés de la micro échelle sur la réponse macro échelle. Il suffit de réaliser une description adaptée des interactions entre ces particules et différencier les liaisons entre les différentes particules pour représenter le comportement des composites au niveau de micro échelle. C'est ainsi qu'un modèle micromécanique sera développé.

5.2 Principe du modèle par éléments discrets

Les modèles de types éléments discrets ont été initiés pour des applications géotechniques [CUND_87] et utilisés après dans plusieurs disciplines comme la tribologie [IORD_04, FILL_07]. Ces lois décrivent les interactions par des systèmes de ressorts et d'amortisseurs. Ultérieurement des modèles par éléments discrets ont été proposés pour l'étude des troisièmes corps solides. Ces modèles, basés sur une description lagrangienne, suivent chaque particule dans leur mouvement. Des lois de contact permettent de calculer à chaque pas de temps les efforts exercés sur ces particules. L'intégration de la loi fondamentale de la dynamique permet de calculer la trajectoire de chaque particule. Ils permettent de prendre en compte les actions physico – chimique en choisissant des lois d'interaction appropriées.
L'utilisation de ces modèles dans le but de simuler quantitativement une situation réelle de contact semble difficile (lois de contact). En revanche, ceux-ci semblent particulièrement bien adaptés pour aider à comprendre les phénomènes physiques de base.

C'est dans ce but que nous avons choisi d'utiliser un modèle par éléments discrets.

L'utilisation d'une modélisation par éléments discrets afin de comprendre la physique des phénomènes mis en jeu dans le contact entre l'outil et la pièce pendant l'usinage des composites est une démarche ''originale''.

Le code de calcul par éléments discrets est de type dynamique moléculaire. Les lois de contact de la dynamique moléculaire peuvent soit représenter une réalité physique (loi de Hertz), soit représenter une régularisation des lois de contact de type Signorini-Coulomb. Dans le cas d'une lois de contact de type Signorini-Coulomb les valeurs des raideurs de contact sont prises très grandes afin d'approximer au mieux les conditions d'unilatéralité (l'interpénétration entre particules n'est pas permise). La dynamique moléculaire calcule les efforts de contact par des lois de pénalisation. Les forces sont donc liées à une quantité de pénétration entre les corps considérés. La connaissance des lois de contact permet de calculer, pour un état donné du système, les forces qui s'appliquent aux particules. L'application de la loi fondamentale de la dynamique permet de calculer les accélérations. Un schéma d'intégration numérique permet ensuite de calculer les nouvelles vitesses et les nouvelles positions, donc l'état suivant. La raideur élevée des contacts implique un pas de temps très faible et il faut que chaque

itération soit calculée le plus rapidement possible, donc il faut employer une méthode d'intégration explicite pour ce type d'approche.

Le principe général de ce modèle par éléments discrets peut se décomposer en trois étapes :

1. L'étape de prétraitement :

    - Définir le domaine, la géométrie et l'arrangement des particules.
    - Spécifier les caractéristiques physiques du domaine (la masse, les lois de comportement des particules, les liaisons entre particules, les critères de rupture, etc.).
    - Imposer les conditions à la limite du domaine.

2. L'étape de calcul :

    - Calcul des efforts exercés sur les particules.
    - Calcul de l'accélération, de la vitesse et de la position des particules.

3. L'étape de post traitement

La première étape est la plus importante du modèle parce que c'est ici que l'on introduit la physique du comportement des particules.

5.2.1 Algorithme de calcul

Pour faire évoluer les différents éléments du modèle numérique (particules, liaisons) dans le temps et dans l'espace, il est nécessaire de bâtir une démarche (algorithme). Cette démarche se décompose en plusieurs étapes, comme schématisé dans l'organigramme suivant (cf. *figure 5.1*).
A un instant *t* donné (*étape 0*, cf. *figure 5.1*), chaque particule et liaison initiale du domaine sont parfaitement définies en terme de masse, rayon, position, vitesse et accélération. On peut alors rechercher tous les contacts existants (*étape 1*) entre les sphères du domaine. Chaque contact se traduit par des forces d'interactions entres sphères (*étape 2*). La loi fondamentale de la dynamique (loi de Newton) permet de déterminer l'accélération que subit chaque particule (*étape 3*), à partir de la somme des forces qui s'y appliquent. Un schéma d'intégration permet alors de déterminer la vitesse de la particule au temps *t* (*étape 4*), en fonction des anciennes vitesses et accélérations. Un schéma identique permet de calculer une nouvelle position pour chaque particule (*étape 5*), au pas de temps suivant ($t + dt$). Donc on détermine la nouvelle position des particules en intégrant les relations fondamentales de la dynamique afin d'obtenir les caractéristiques de son mouvement à partir des vitesses et accélérations initiales. Ces mouvements sont considérés comme uniformes jusqu'au pas de temps suivant. On traite de façon binaire les interactions, selon les lois physiques introduites (lois de comportement), de manière à calculer les forces totales que les particules subissent. Les accélérations de chacune de ces particules sont déterminées de même que leurs vitesses. Les accélérations et les vitesses à l'instant *t* permettent de calculer la nouvelle position des ces particules.

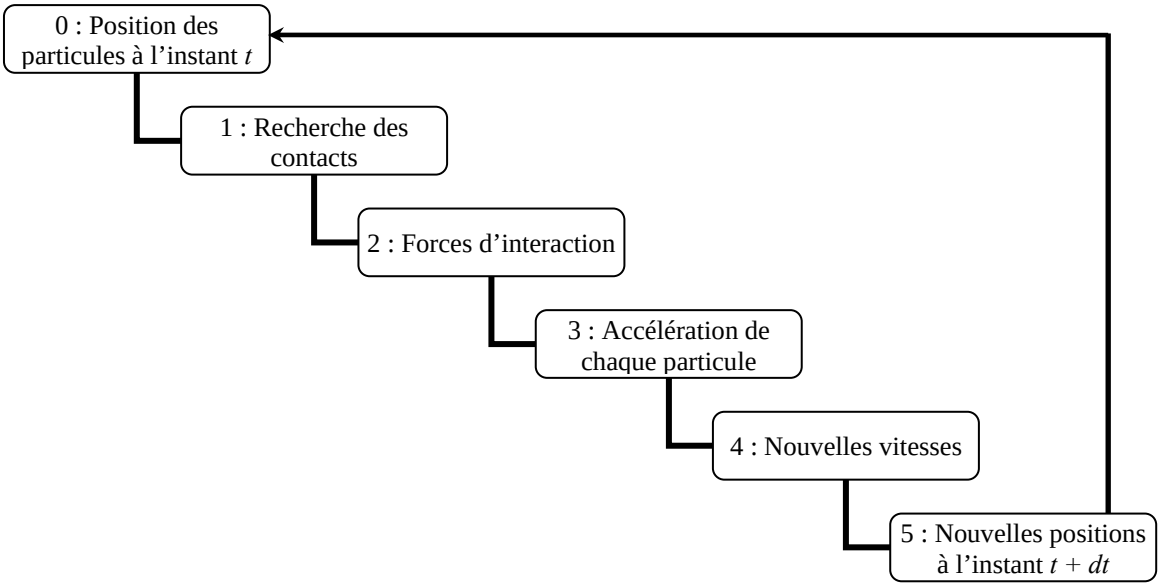


Figure 5. 1 Organisation simplifiée de l'algorithme du code éléments discrets.

On reprend ainsi en boucle de l'étape 5 à l'étape 0.

Cet algorithme de calcul est assez simple à mettre en place. Mais un soin particulier sera apporté quant au choix du pas de temps. En effet, un pas de temps trop grand donnerait des résultats aberrants puisque les contacts ne seraient plus repérés en temps voulu. Un pas de temps trop petit donnerait des calculs d'une lenteur abusive. Ce choix est explicité par la suite.
La simplicité de cet algorithme en montre tout de même le principal défaut : à chaque itération il faut rechercher quelles sont les particules en contact, ce qui entraîne des calculs très lourds et répétitifs, surtout lorsque le domaine a une géométrie complexe.

Chaque étape peut maintenant être commentée.

5.2.1.1 Recherche de contacts

Tous les contacts existants entre les différents disques sont recherchés. On peut définir la présence d'un contact lorsque $O_1O_2 \leq R_1 + R_2$ (cf. *figure 5.2*). Notre modèle numérique tolère une certaine interpénétration des disques $\delta = R_1 + R_2 - O_1O_2$ pour permettre de gérer le contact. Cela pourrait être compris comme une certaine déformabilité de nos disques, même si aucune notion de mécanique des milieux déformable (élasticité, plasticité, etc.) n'entre en jeu. Cette interpénétration devra rester très petite en comparaison avec le rayon des disques.
Trois positions sont prises en compte entre les deux particules : a) quand les disques sont en contact ($\delta = 0$), b) quand elles s'interpénètrent ($\delta < 0$) les interactions de type liaison font intervenir la traction et la compression entre les particules, c) quand elles ne se touchent pas ($\delta > 0$) leurs comportement est alors uniquement de type traction.
Pour rechercher tous les contacts existants il est possible de passer en revue tous les disques du domaine pour savoir s'ils sont en contact avec un disque précis. Mais cette méthode est trop coûteuse en temps de calcul.

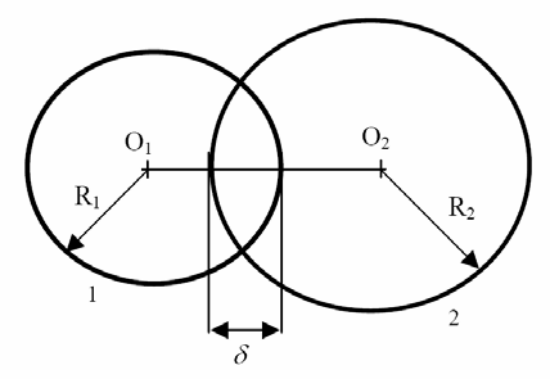


Figure 5. 2 Deux particules en contact.

Pour diminuer le nombre de tests, la méthode de recherche de contact par sous domaines est employée :

1. Classer chaque disque dans l'une des cases d'une grille qui est superposée au domaine (cf. *figure 5.3*).
2. Les contacts seront recherchés entre un disque et :

    - Les disques présents dans la même case (case hachurée en marron)
    - Les disques présents dans les cases voisines (4 cases hachurées en bleu).

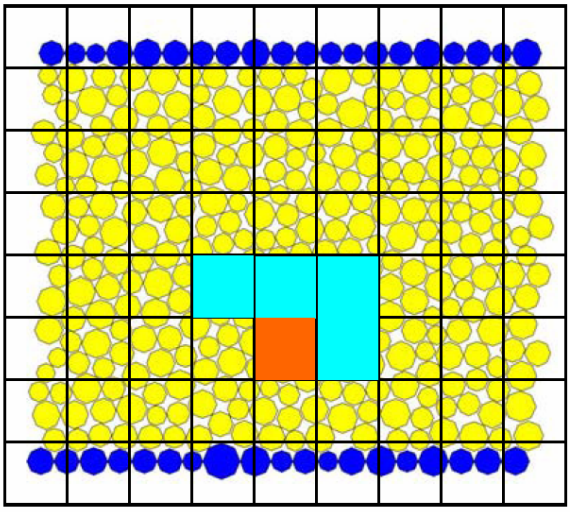


Figure 5. 3 Classement des disques pour la recherche des contacts.

Ceci est à refaire pour chaque disque. Pour vérifier tous les contacts on va balayer le domaine granulaire de gauche à droite et de bas en haut. Si les cases sont trop petites il y a risque d'oubli de certains contacts, mais si elles sont trop grandes le temps de calcul devient important et la méthode perd en efficacité. La taille optimale des côtés des cases est égale au plus grand diamètre des particules du domaine. On n'aura en moyenne qu'une seule particule par case et donc la méthode devient alors très efficace.

5.2.1.2 Forces de contact

Les efforts normaux de contact entre disques sont des fonctions explicites de l'interpénétration δ et de la vitesse d'interpénétration, qui est la composante normale de la vitesse relative entre les disques : $\dot{\delta}$. On distinguera les efforts normaux et les efforts tangentiels dus au contact entre deux disques (cf. *figure 5.4*).
Lors du contact entre deux disques la force d'interaction normale $\vec{F}_n$ s'écrit donc simplement comme la somme de trois composants (cf. *équation 5.1*) donnés par les équations *5.2*, *5.3* et *5.5* :

$$\vec{F}_n = \vec{F}_r + \vec{F}_d + \vec{F}_a \tag{5.1}$$

La répulsion sera représentée par :

$$\vec{F}_r = -K \cdot \delta \cdot \vec{n} \tag{5.2}$$

où $\vec{F}_r$ est la force de répulsion, K est la raideur de contact, δ est l'interpénétration et $\vec{n}$ est la normale extérieure au contact.

La dissipation d'énergie est représentée par un amortissement visqueux :

$$\vec{F}_d = -2 \cdot \alpha \cdot \sqrt{K \cdot M_{eq}} \cdot \dot{\delta} \cdot \vec{n} \tag{5.3}$$

où $\vec{F}_d$ est la force de dissipation visqueuse (ou d'amortissement), α le coefficient de d'amortissement (< 1), $\dot{\delta}$ la vitesse d'impact et M_{eq} la masse équivalente aux deux particules en contact (cf. *équation 5.4*) :

$$\frac{1}{M_{eq}} = \frac{1}{m_1} + \frac{1}{m_2} \tag{5.4}$$

L'adhésion est choisie de la forme la plus simple possible.

$$\vec{F}_a = \gamma \cdot \vec{n} \tag{5.5}$$

où $\vec{F}_a$ est la force d'adhésion, γ représentant l'intensité de cette force et $\vec{n}$ est la normale au contact.

Afin d'assurer la stabilité de l'algorithme de calcul (pour se rapprocher du phénomène réel), il est nécessaire d'introduire un coefficient d'amortissement α dans les lois locales de contact (cf. *équation 5.3*). Ce coefficient permet de représenter la viscosité du matériau mais également de dissiper l'énergie élastique lors des chocs amortissant ainsi les phénomènes de propagation d'ondes au sein de l'échantillon numérique. Lorsqu'un échantillon est sujet à un chargement de type quasi-statique, une propagation d'ondes élastiques de compression de faible amplitude se trouverait indéfiniment piégée dans le milieu s'il n'y avait un amortissement de type visqueux. Cet amortissement s'ajoute à l'effort local entre chaque élément.

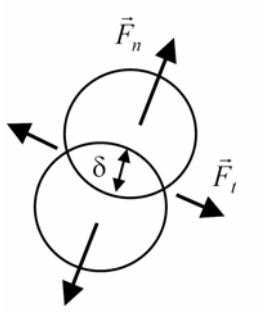


Figure 5. 4 Contact entre deux particules. Représentation de l'interpénétration δ et des efforts normal $\vec{F}_n$ et tangentiel $\vec{F}_t$ de contact.

5.2.1.3 Calcul des positions, vitesses et accélérations

Le code de calcul est construit autour d'un algorithme qui permet d'intégrer les équations du mouvement et donc d'obtenir à chaque pas de temps les positions, vitesses et accélérations pour chaque particule du domaine. Il s'agit de l'algorithme de Verlet sous sa forme vitesse. Il est écrit de façon explicite, ce qui permet une intégration en une itération pour chaque pas de temps. L'algorithme de Verlet est utilisé pour calculer les vitesses $\vec{V}_i^t(\dot{x}_i^t, \dot{y}_i^t, \dot{z}_i^t)$ (cf. *équation 5.8*), les accélérations $\vec{A}_i^t(\ddot{x}_i^t, \ddot{y}_i^t, \ddot{z}_i^t)$ (cf. *équation 5.6*) et les accélérations de rotation $\vec{\ddot{\theta}}_i^t(\ddot{\theta}_{xi}^t, \ddot{\theta}_{yi}^t, \ddot{\theta}_{zi}^t)$ (cf. *équation 5.7*) de la particule *i* au temps *t* de la manière suivante :

$$\begin{cases} \ddot{x}_i^t = \sum_j Fx_{j\to i} / m_i \\ \ddot{y}_i^t = \sum_j Fy_{j\to i} / m_i \\ \ddot{z}_i^t = \sum_j Fz_{j\to i} / m_i \end{cases} \tag{5.6}$$

où F_x, F_y, F_z sont les composantes des forces agissant sur la particule *i* sous l'action de la particule *j*, et m_i représente la masse de la particule *i*.
De même on calcule l'accélération de rotation, à partir de la somme des moments s'exerçant sur la particule et de l'inertie de rotation des particules, de la manière suivante :

$$\begin{cases} \ddot{\theta}_{x\,i}^t = \sum_j Mx_{j\to i} \Big/ \left(\frac{2}{5} m_i R_i^2\right) \\ \ddot{\theta}_{y\,i}^t = \sum_j My_{j\to i} \Big/ \left(\frac{2}{5} m_i R_i^2\right) \\ \ddot{\theta}_{z\,i}^t = \sum_j Mz_{j\to i} \Big/ \left(\frac{2}{5} m_i R_i^2\right) \end{cases} \tag{5.7}$$

Les vitesses sont calculées à l'instant t de cette façon :

$$\vec{V}_i^t = \vec{V}_i^{t-\Delta t} + \left(\frac{\vec{A}_i^{t-\Delta t} + \vec{A}_i^t}{2} \right) \cdot \Delta t \tag{5.8}$$

Si on connaît les vitesses et les accélérations des particules à l'instant t, on peut alors calculer successivement :

- les positions à $t + \Delta t$ (cf. *équation 5.9*),
- les forces à $t + \Delta t$, donc les accélérations à $t + \Delta t$,
- les vitesses à $t + \Delta t$.

$$\vec{P}_i^{t+\Delta t} = \vec{P}_i^t + \vec{V}_i^t \cdot \Delta t + \vec{A}_i^t \cdot \frac{\Delta t^2}{2} \tag{5.9}$$

5.2.1.4 Adimensionnement

L'adimensionnement des variables va nous permettre de comparer les valeurs des différents paramètres. Pour cela, on doit choisir l'échelle sur laquelle porte notre adimensionnement. L'échelle ''microscopique'' des particules et des liaisons entre particules peut être comparée à l'échelle ''macroscopique''. On choisit d'adimensionner le modèle par rapport aux paramètres microscopiques.

Ainsi, les trois échelles choisies sont :

- le rayon moyen des grains R pour l'échelle de longueur,
- la masse moyenne des grains M pour l'échelle de masse,
- le temps caractéristique d'oscillation dû au système masse ressort qui gère le contact entre deux grains T_0 pour l'échelle des temps :

$$T_0 = \sqrt{\frac{M}{K}} \tag{5.10}$$

où M est la masse moyenne des grains et K est la raideur de contact.

Les trois paramètres principaux de l'étude deviennent alors sous forme sans dimension :

1. la force sans dimension $\overline{F}$ qui représente l'interpénétration à l'équilibre de deux particules qui ne sont soumises à aucune autre sollicitation (cf. *équation 5.11*),
2. la vitesse sans dimension $\overline{V}$ représente l'amplitude maximale d'interpénétration lorsque deux sphères subissent un impact de vitesse V (cf. *équation 5.12*),
3. la pression sans dimension $\overline{P}$ représente l'interpénétration de deux sphères soumises à la pression de confinement P (cf. *équation 5.13*).

$$\overline{F} = \frac{F}{K \cdot R} \tag{5.11}$$

$$\overline{V} = \frac{V}{R} \cdot \sqrt{\frac{M}{K}} \tag{5.12}$$

$$\overline{P} = \frac{P \cdot R}{K} \tag{5.13}$$

Les interpénétrations qui permettent de calculer les forces de contact doivent rester faibles devant le rayon des grains. La pression, la vitesse et la force sans dimension représentent justement l'ordre de grandeur des interpénétrations dues aux paramètres d'entrée des simulations. Ces valeurs sans dimension sont inférieures à 10^{-2}.

5.2.1.5 Calcul du pas de temps

Le fonctionnement de l'algorithme nécessite le choix d'un pas de temps pour intégrer les positions et vitesses des particules. Le pas de temps doit être choisi comme étant plus petit que le plus petit des temps caractéristiques du système. Cependant, il ne peut pas être pris trop petit car les temps de calculs qui apparaîtraient seraient prohibitifs. Dans notre modèle on a deux échelles de temps : le pas de temps caractéristique de la coupe T_c (cf. *équation 5.14*) et celui qui est lié aux oscillation de contact T_0. Le pas de temps T_0 est le plus petit. Le pas de temps Δt de nos simulations devra être une fraction du plus petit des temps caractéristiques du système T_0 et T_c (cf. *équation 5.15*).

$$T_c = \frac{R}{V_c} \tag{5.14}$$

où V_c c'est la vitesse de coupe.

$$\Delta t = \frac{1}{N}\sqrt{\frac{M}{K}} \tag{5.15}$$

Le pas de temps adimensionné $\Delta\bar{t}$ s'exprime directement en fonction de N, un entier naturel (cf. *équation 5.16*).

$$\Delta\bar{t} = \frac{1}{N} \tag{5.16}$$

Le choix définitif de N est donc le fruit d'un compromis entre la précision des résultats obtenus et le temps de calcul.

5.3 Comportement du composite pendant l'usinage

L'outil numérique étant maintenant définit, on s'intéresse au modèle de comportement à intégrer au niveau des particules pour représenter les mécanismes d'endommagement du composite lors de l'usinage. Pour décrire au mieux cette physique, un modèle micromécanique est employé.
Les approches micromécaniques tentent d'établir des expressions reliant les caractéristiques macroscopiques d'un matériau hétérogène à sa structure.

Très peu des travaux de recherche ont utilisé une analyse numérique pour étudier l'usinage des composites [AROL_97, MAHD_01, VENU_07a, VENU_07b, ZITO_07].

Arola et Ramulu [AROL_97] considèrent que le modèle par éléments finis est une approche valide pour la coupe orthogonale des composites, même si les résultats du modèle écrit sous ABAQUS sont très différents des valeurs obtenues expérimentalement.

Mahdi et Zang [MAHD_01] proposent une approche quasi-statique pour étudier la coupe des matériaux composites. Pour modéliser le contact l'outil est considéré rigide, la pièce est définie par les propriétés élastiques des constituants (fibre, matrice) et le frottement est ignoré. Le composite est considéré comme un matériau anisotrope homogène équivalent. Les auteurs ont utilisé comme code de calcul le logiciel ADINA.

Zitoune et al. [ZITO_07] proposent dans leur étude un modèle statique afin de déterminer l'effort de coupe et d'étudier l'état de la résistance à la rupture σ. L'élément fini utilisé est de type isoparamétrique volumique. Les calculs réalisés avec leur modèle suivent une hypothèse linéaire statique. Le contact est modélisé par la méthode des pénalités. Les auteurs ont choisi comme code de calcul le logiciel SAMCEF (fourni par SAMTECH France).

Un modèle d'élément finit 3D a été élaboré par Durao et al. [DURA_06, DURA_08] dans le but d'étudier l'opération de perçage avec les endommagements (surtout le délaminage) produites sur les plaques composites fibre de carbone. Le modèle présente un mode d'endommagement mixte permettant la simulation du délaminage. Les principaux objectifs étaient de comparer les influences des géométries des forets sur l'initiation et la croissance des dommages. Dans le modèle l'outil a été considéré comme un corps rigide. Deux géométries de foret ont été étudiées. Les auteurs ont utilisé comme code de calcul le logiciel ABAQUS.

Venu Gopala Rao et al. [VENU_07a] pour modéliser la coupe des matériaux composites considèrent : l'outil rigide (le module d'élasticité des carbures métalliques est 2,5 fois plus grand que celui de la fibre de carbone), la fibre isotrope et élastique (module d'Young différent en traction et compression), la matrice élasto-plastique (avec le critère de Von Mises et le durcissement isotrope pour décrire le comportement plastique, et le module d'Young et le coefficient de Poisson υ pour décrire le comportement élastique) et le frottement à une valeur de 0,3 (une loi de type Coulomb est appliquée sur le contact entre outil et la fibre). Dans le modèle numérique pour faciliter les calculs les auteurs n'ont modélisé que la zone de la pièce qui est très près de l'outil (cf. *figure 5.6*). L'interface fibre/matrice est modélisée avec une épaisseur zéro et le décollement de celle-ci par un modèle zonal de la cohésion *CZM*. *CZM* représente une approche de la mécanique de rupture pour étudier les effets d'interface soit dans des matériaux différents ou dans le même matériau lorsque ceux-ci sont, dés le début, collés ensemble. Le modèle *CZM* peut être décrit par quatre paramètres : ϕ_n, ϕ_t, $\sigma_{\max}$ et $\tau_{\max}$. L'énergie de séparation normale ϕ_n et l'énergie de cisaillement (tangentielle) ϕ_t peuvent être écrites comme dans l'*équation 5.17*. Comme on peut remarquer dans la *figure 5.5*, quand les surfaces des interfaces fibre/matrice se détruisent, la traction en premier lieu augmente à une valeur maximale et ensuite elle se rapproche de zéro.

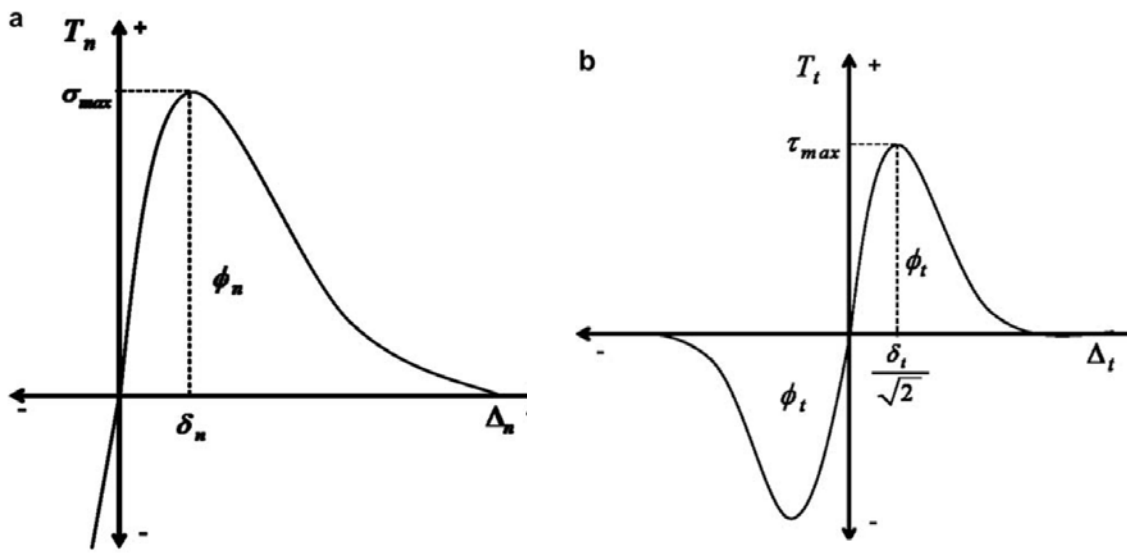


Figure 5. 5 Traction normale (*a*) et tangentielle (*b*) à travers la surface de cohésion.

$$\phi_n = e \cdot \sigma_{\max} \cdot \delta_n \quad \text{et} \quad \phi_t = \sqrt{\left(\frac{e}{2}\right)} \cdot \tau_{\max} \cdot \delta_t \tag{5.17}$$

où $\delta_n et \delta_t$ représentent les longueurs caractéristiques normale et tangentielle à l'interface fibre/matrice, $\sigma_{\max}$ et $\tau_{\max}$ représentent les résistances à la rupture normale et tangentielle et *e*=exp(1).

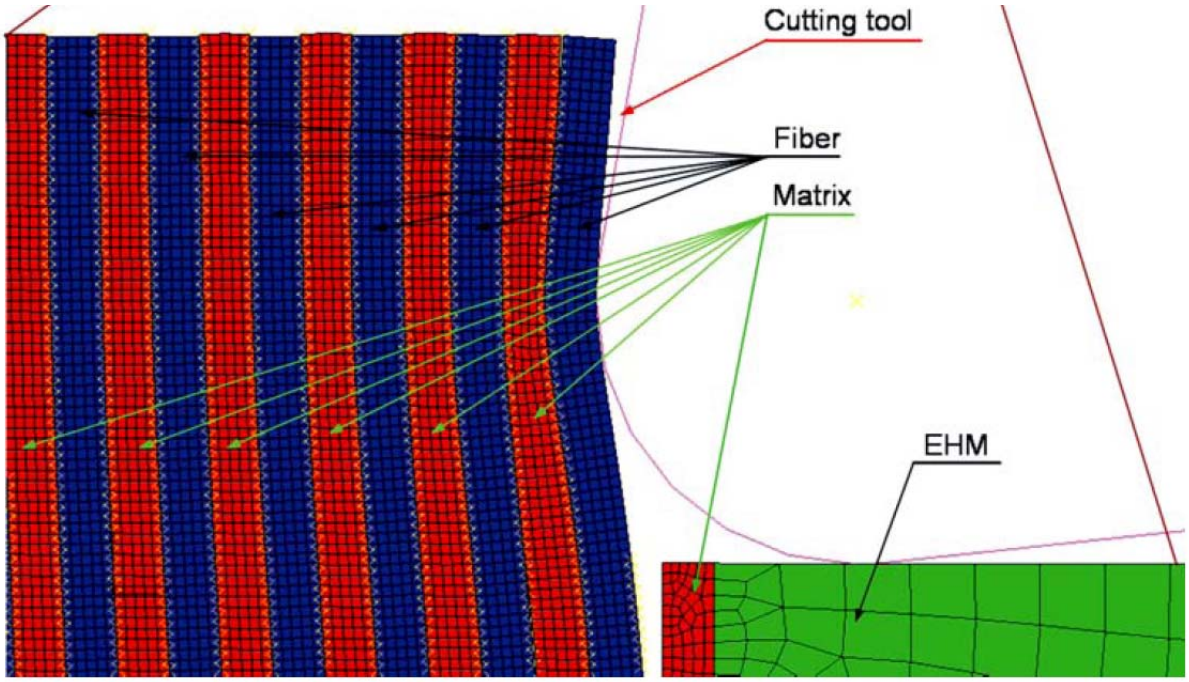


Figure 5. 6 Vue du composite (fibre, matrice et zone du matériau homogène équivalent (EHM)) utilisée dans le modèle pour une orientation des fibres a 90°.

La température produite entre l'outil et la pièce est négligée. Les auteurs ont utilisé comme code de calcul le logiciel ABAQUS STANDARD.

Venu Gopala Rao et al. [VENU_07b] proposent une approche quasi-statique et utilisent dans cette étude comme code de calcul le logiciel ABAQUS EXPLICIT, qui donne des temps de calcul moins importants et élimine certaines difficultés rencontrées dans le code précédant. Ce code de calcul a deux échelles : une micro échelle proche de la zone de coupe ou la fibre et la matrice sont considérées comme deux corps différents, et une macro échelle loin de la zone de coupe ou le composite est modélisé comme un matériau homogène équivalent (*EHM*). *EHM* remplace le matériau réel (la fibre et la matrice : deux corps avec des propriétés différentes) avec un seul corps homogène équivalent et isotrope qui a des propriétés (constantes élastiques : E_{11}, E_{22}, G_{12} et υ_{12}) déterminées expérimentalement. L'initiation et l'évolution de l'endommagement de la matrice sont aussi comprises dans cette étude.
Dans le modèle numérique pour facilité les calculs les auteurs n'ont modélisé que la zone de la pièce qui est très près de l'outil (cf. *figure 5.7*).

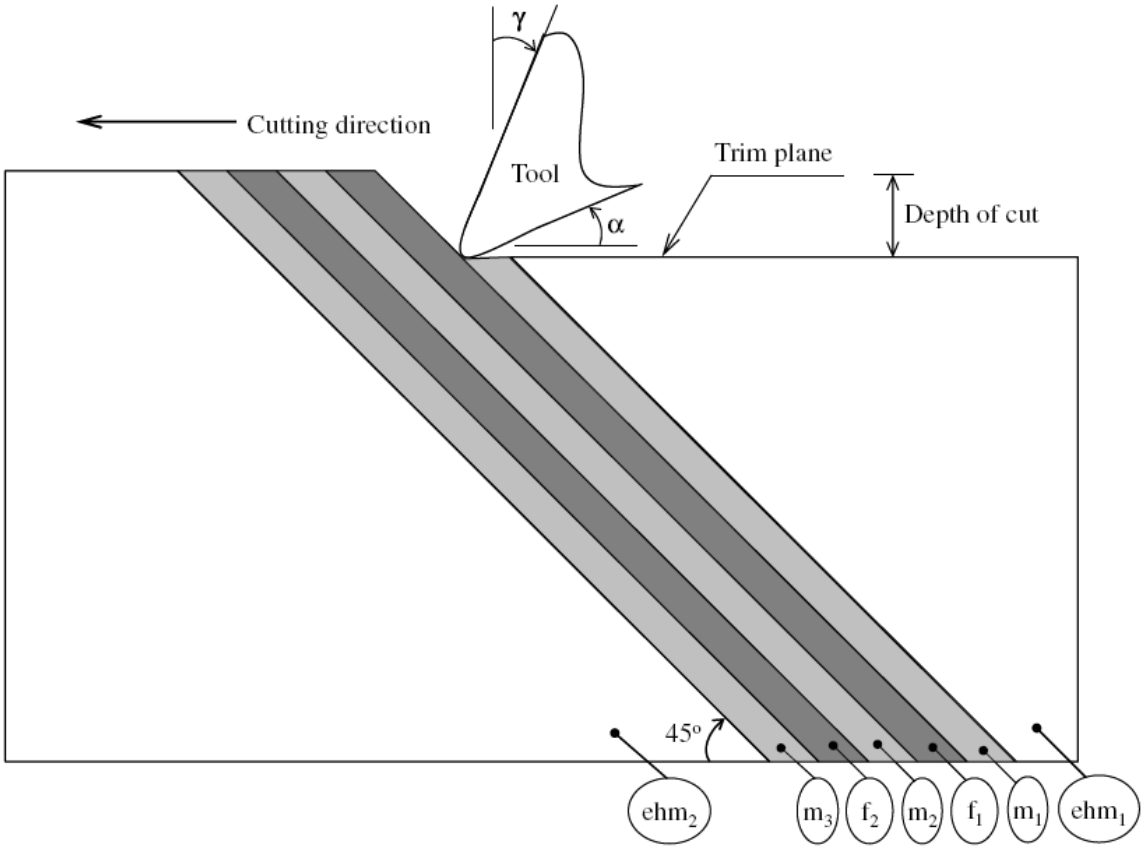


Figure 5. 7 Vue schématisée du composite utilisée dans le modèle pour une orientation des fibres a 45°.

Les auteurs affirment que l'endommagement ne dépend pas de l'orientation des fibres et donc celui-ci peut être complètement caractérisé par une variable scalaire sans dimension d_m. Le module d'élasticité du matériau endommagé E (cf. *équation 5.18*) peut être associé à la variable isotrope d'endommagement.

$$E = (1 - d_m) \cdot E_e \tag{5.18}$$

où E_e est le module d'élasticité du matériau qui n'est pas endommagé.

Le modèle d'endommagement de la matrice utilisé dans cette étude [VENU_07b] est montré plus explicitement dans la *figure 5.8*.

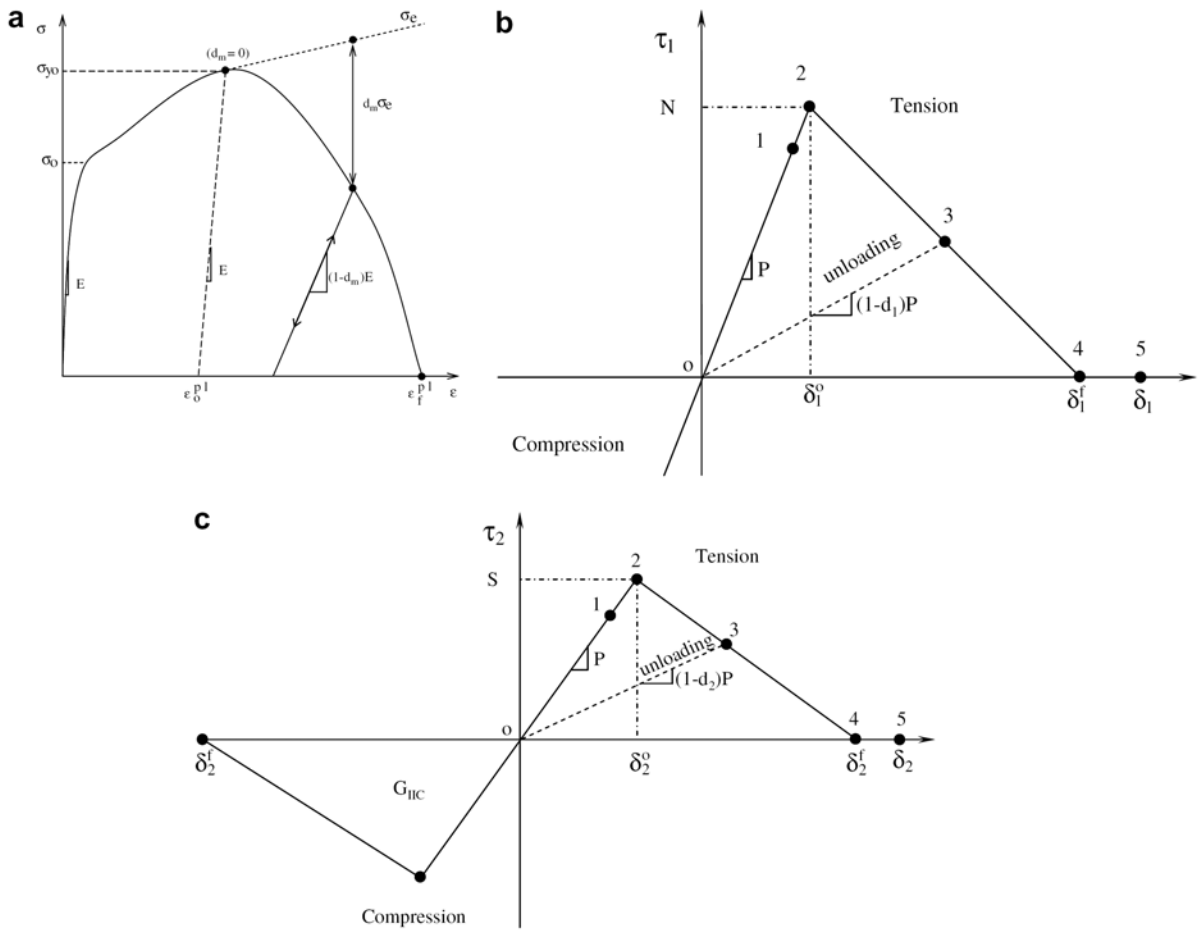


Figure 5. 8 Modèle d'endommagement utilisé dans le code numérique : a) matrice b) et c) tractions normale et tangentielle pour les modes pures de rupture I et II.

L'aire en dessous des courbes de traction représente l'énergie critique nécessaire pour faire naître la rupture dans le matériau en mode I (cf. *figure 5.8 b*) et en mode II (cf. *figure 5.8 c*) et définit aussi les déplacements relatifs finaux δ_1^f et δ_2^f, correspondant à une décohésion complète. Pour les modes purs de rupture I et II les tractions normale et tangentielle après avoir atteint le point maximal (point 2, cf. *figure 5.8 b* et *c*) sont diminuées graduellement à zéro. Le point de décharge élastique (point 3, cf. *figure 5.8 b* et *c*) tend vers l'origine avec la diminution de la résistance à la rupture τ .
La procédure de la solution explicite est développée pour modéliser des événements d'impact à haute vitesse dans lesquels l'inertie joue un rôle dominant dans la solution. La discrétisation du corps en éléments finis et l'assemblage de toutes les contributions des éléments dans les matrices et vecteurs va conduire à l'*équation 5.19*.

$$M \cdot \ddot{U} + K \cdot U = F \tag{5.19}$$

où M est la matrice de masse, K est la matrice de rigidité, F est le vecteur des forces recommandés, et $U = U(t_e)$ est le vecteur nodal de déplacement global.
Pramanik et al. [PRAM_07] utilisent une approche *discrète* pour étudier l'usinage des composites. Pour modéliser le contact, l'outil est considéré rigide, la pièce est définie par les propriétés des constituants : la matrice (Al6061) avec les caractéristiques d'un alliage d'aluminium et les particules de SiC (ou le renfort) sont considéré comme un matériau élastique et isotrope. Le frottement entre l'outil et le copeau à une valeur de 0,62 (une loi de type Coulomb est appliquée). Les auteurs ont utilisé comme code de calcul le logiciel ANSYS/LS-DYNA basé sur une description lagrangienne.

5.4 Application aux quatre orientations de base du composite

5.4.1 Interactions entre particules

L'approche DEM (discrete element method) considère généralement les éléments comme indéformables et gère les forces d'interaction entre les particules par une légère interpénétration traduisant la déformation locale des éléments. Les diverses liaisons possibles entre leurs composantes seront présentées, ainsi que la façon dont elles peuvent rompre, pour finalement provoquer le détachement de particules.

5.4.1.1 Types de liaisons

<u>Liaison « souple »</u>

Il s'agit ici d'une force d'interaction normale au contact entre deux particules (sans frottement) qui est donné (cf. *équation 5.20*) par la somme de trois composantes : une raideur linéaire de répulsion, un amortissement visqueux et une force constante d'adhésion. Les forces $\vec{F}_{1\to2}$ et $\vec{F}_{2\to1}$ sont égales et de sens opposés (cf. *figure 5.9*).

$$\vec{F}_{1\to2} = \left(K \cdot \delta + 2 \cdot \alpha_d \cdot \sqrt{K \cdot M_{eq}} \cdot \dot{\delta} - \gamma_d\right) \cdot \vec{n} \tag{5.20}$$

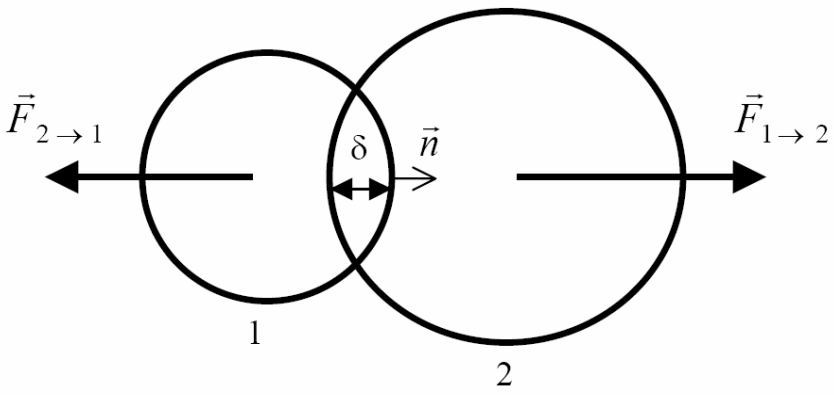


Figure 5. 9 Liaison souple.

Pour caractériser la forte cohésion du matériau granulaire dégradable (α_d et γ_d par rapport à α et γ du *paragraphe 5.2.1.2*), il faudra choisir une adhésion très grande ($\gamma_d \gg \gamma$). La raideur K des particules dépend du matériau considéré (fibre ou matrice). Pour avoir le détachement des particules, il faut qu'il y ait rupture de la liaison. Ce phénomène est représenté physiquement par la traction et cisaillement des deux particules.
Dans le cas de ces liaisons souples, il y a rupture simplement lorsque les particules ne sont plus en contact (l'interpénétration δ devient nulle). On peut noter que deux particules peuvent se déplacer respectivement l'une par rapport à l'autre si la particule 1 est fixe et la particule 2 peut se déplacer librement sur la périphérie de la première (cf. *figure 5.9*).

Liaison « points d'accroche »

L'idée clef de cette liaison est la notation « points d'accroche » [FILL_07], qui représente sur chacune des deux particules en contact le lieu précis (points noirs unis par une ligne), où s'exerce la force d'interaction (cf. *figure 5.10*).

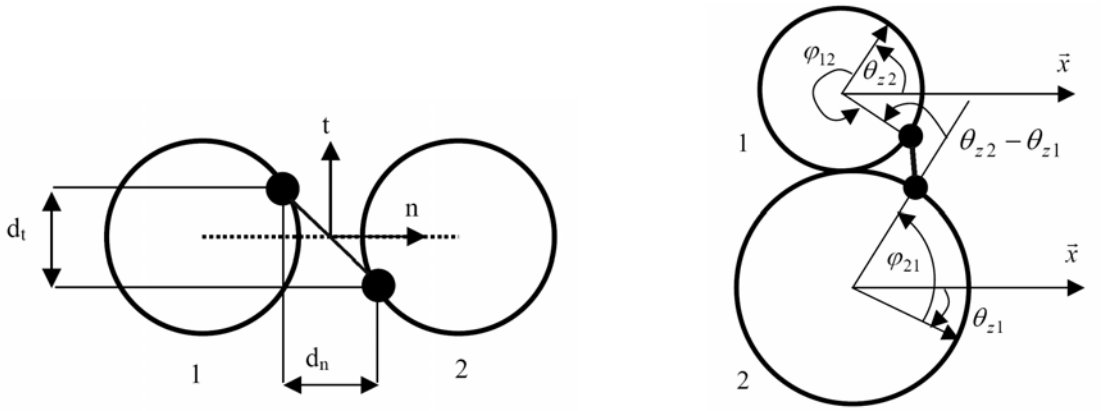


Figure 5. 10 Liaison points d'accroche.

Les forces ne sont plus calculées uniquement en fonction de l'éloignement des centres des particules mais aussi en fonction de l'éloignement de ces points d'accroche. Trois types d'interactions se superposent : une force normale F_n, une force tangentielle F_t et un moment de roulement sans glissement M_θ.
Il est nécessaire de définir la position angulaire des points d'accroche. L'angle noté φ_{21} (cf. *figure 5.10*) représente la position angulaire du point d'accroche de la particule 1 par rapport à la particule 2 (cf. *équation 5.22*). Les rotations des particules sont notées θ_z.
Les interactions normale et tangentielle sont des ressorts linéaires de raideurs K_n et K_t. Les efforts normal $\vec{F}_{n1\to2}$ et tangentiel (cisaillement) $\vec{F}_{t1\to2}$ sont décrits dans l'*équation 5.21*.

$$\vec{F}_{n1\to 2} = -K_n \cdot d_n \cdot \vec{n} \text{ et } \vec{F}_{t1\to 2} = -K_t \cdot d_t \cdot \vec{t} \tag{5.21}$$

On prend, par simplicité, la raideur normale des particules $K_n = K$. Le moment de roulement est une fonction linéaire des déplacements angulaires (cf. *équation 5.22*).

$$M_\theta = K_\theta \cdot (\theta_{z2} - \theta_{z1}) \tag{5.22}$$

Pour caractériser la rupture d'une liaison « points d'accroche » on peut proposer un critère de rupture défini grâce à deux forces seuils en traction F_n^* et en cisaillement F_t^* (pas de rupture en compression), et un moment de roulement seuil M_θ^* (cf. *équation 5.23*). Quand $\zeta < 0$, il y a cohésion et lorsque $\zeta = 0$, il y a rupture de la liaison.

$$\zeta = \left(\frac{F_t}{F_t^*}\right)^2 + \left(\frac{M_\theta}{M_\theta^*}\right)^2 + \frac{F_n}{F_n^*} - 1 \tag{5.23}$$

<u>Liaison élastique</u>

L'idée d'un « joint de colle » (liaison) qui relie deux points d'accroches situés à la périphérie des particules est conservée. En revanche, la notion de moment de roulement appliqué en un point ne paraît pas satisfaisante. On choisit alors d'appliquer uniquement des forces d'interaction aux contacts entre particules, et pas de moments. Alors il n'y a pas de calculs laborieux et coûteux (en temps) des positions angulaires. Mais il est évident que pour empêcher le « roulement » d'une particule sur l'autre, il faut alors définir deux régions de contact au lieu d'une. Pour cela, dans le modèle a été adoptée la solution suivante : on superpose le mécanisme des particule rigides, c'est-à-dire la répulsion normale des disques comme dans la *figure 5.11 a)*, à l'application d'une liaison point d'accroche (joint de colle), que l'on peut modéliser par un ressort qui relie les deux points d'accroche (cf. *figure 5.11 b)*). On peut s'imaginer que cette liaison peut être considérée comme un 'élastique' dont les extrémités sont collées sur chacune des particules

Deux forces d'interaction $\vec{F}_1$ et $\vec{F}_2$ agissent alors simultanément. Quand les particules s'interpénètrent ($\delta < 0$) la force de répulsion $\vec{F}_1$ s'applique sous la forme de l'*équation 5.24* (cf. *figure 5.11 a)*).

$$\vec{F}_1 = \left(K \cdot \delta + 2 \cdot \alpha_d \cdot \sqrt{K \cdot M_{eq}} \cdot \dot{\delta}\right) \cdot \vec{n} \tag{5.24}$$

Cette force d'interaction est de la même forme que la force d'interaction normale $\vec{F}_n$ (cf. *équation 5.1*), mais sans le terme d'adhésion. Elle est calculée uniquement selon l'éloignement des centres des particules.

Entre les deux points d'accroche est tendu un ressort linéaire de raideur k (cf. *figure 5.11 b)*) différente de la raideur des particules K. La force d'interaction $\vec{F}_2$ s'applique aux deux points d'accroche et se dirige selon la droite reliant ces points (cf. *équation 5.25*).

$$\vec{F}_2 = k \cdot l \ \cdot \vec{u} \tag{5.25}$$

L'allongement du ressort est l, sa valeur initiale l_0 est nulle. La composante normale au contact de cette force ne peut pas s'appliquer dans le cas où il y a interpénétration entre les particules ($\delta < 0$), car $\vec{F}_1$ est déjà appliqué. Donc quand $\vec{F}_1$ est actif, on retranche à $\vec{F}_2$ sa composante normale au contact. On fait ceci dans le souci d'éviter une double raideur de répulsion des particules, qui ferait le système trop raide.
Il y a rupture de la liaison lorsque $\vec{F}_2$ atteint une valeur critique $\vec{F}_r$. Pour casser cette liaison de type élastique un effort $\vec{F}_r$ de traction est nécessaire. Ceci se traduit par un allongement critique du ressort $l_r = F_r / k$. L'allongement critique l_r caractérise la fragilité des particules dégradables. La variable adimensionnée $\bar{k} = k/K$ caractérise quant à elle l'élasticité des particules dégradables en traction.

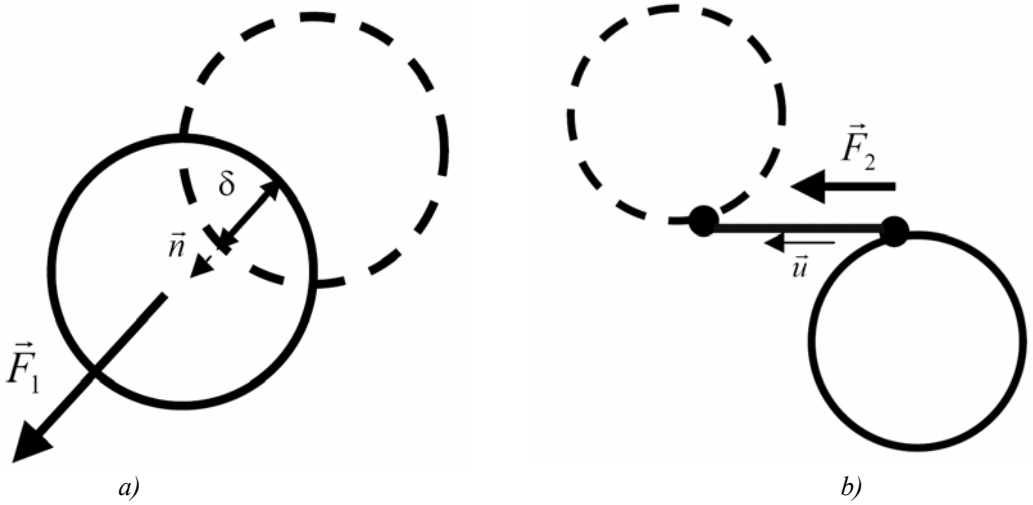


Figure 5. 11 Liaison élastique.

5.4.2 Génération des échantillons numériques

La génération de la structure des échantillons numériques est une étape très importante pour la modélisation. En effet, pour répondre au mieux à l'objectif d'identification de l'influence des paramètres à l'échelle micro sur le comportement du composite à l'échelle macro. Il faut pouvoir générer différentes microstructures reproduisant au mieux les matériaux à modéliser (outil, composite).

5.4.2.1 Génération de l'Outil

Initialement des particules de rayons aléatoires sont placées dans une grille artificielle de façon à ce que celles-ci ne soient pas en contact. Cette grille est ensuite placée entre deux parois rigides (non dégradables) représentées sur la *figure 5.12 a)*. Les vitesses initiales des particules dans la grille sont nulles. Une phase de compactage et de cisaillement de ce milieu granulaire entre les deux parois est nécessaire avant de

commencer une simulation proprement dite. Une pression verticale sur la paroi supérieure est appliquée pour comprimer les particules et aussi une vitesse horizontale est imposée sur la paroi inférieure (cf. *figure 5.12 b)*). Deux frontières périodiques sont utilisées. Ainsi, une particule qui sort de ce domaine par l'une de ces frontières est considérée comme rentrant à nouveau dans le contact par l'autre frontière. Cette simulation de création du domaine est réalisée jusqu'à la stabilisation du domaine. Ainsi on obtient l'échantillon final de l'outil tel que celui de la *figure 5.12 c)*.

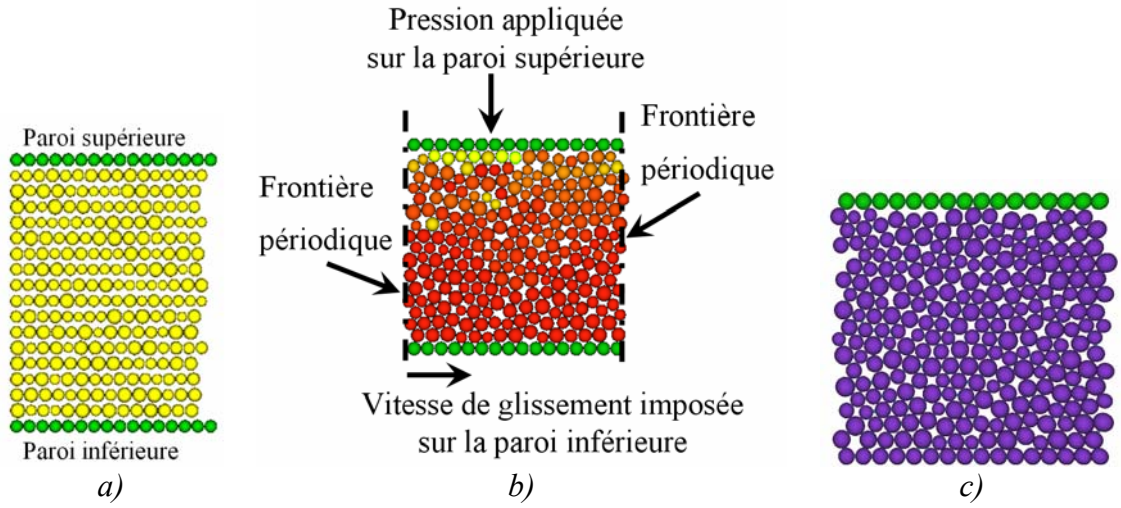


Figure 5. 12 Réalisation de la structure de l'outil : a) dispersion aléatoire des particules sans contact, b) compactage et cisaillement jusqu'à la stabilisation du domaine, c) l'outil prêt pour la simulation.

5.4.2.2 Génération de la Pièce

<u>Domaine initial</u>

La génération de la structure du composite (pièce à usiner) est réalisée en plusieurs étapes. Tout d'abord on s'est intéressé à une seule géométrie de la pièce à usiner en fonction de l'orientation des fibres (fibres orientées à 90°, cf. *figure 5.13*).
La deuxième étape consiste à réaliser une première simulation avec des particules parfaitement rangées et avec des tailles similaires dans le plan du domaine (cf. *figure 5.13 a)*). Cet arrangement est fait de façon géométrique : sur des colonnes et des lignes. Par exemple le centre d'une particule a la même coordonnée en x (direction j, cf. *figure 5.14*) que toutes les particules qui sont sur la même ligne, et de même pour les colonnes. Cette organisation régulière ou alignée du domaine a été vite éliminée parce que la propagation de l'endommagement de la pièce ne représente pas la réalité physique. C'est pourquoi nous avons organisé le domaine de la pièce de façon aléatoire et avec des particules de tailles variées (cf. *figure 5.13 b)*).
Une fois notre choix fait sur l'organisation du domaine de la pièce on a structuré le domaine en fonction de nos besoins. Toutes les particules ont les mêmes coordonnées du centre dans la direction i (en colonnes, cf. *figure 5.14*) et différentes dans la direction j. Pour les particules de la pièce on déclare initialement le positionnement, sa masse, sa nature et les conditions limites (en vert non dégradable : représenté par la paroi inférieure, et en jaune dégradable, cf. *figure 5.14*).

Toutes les particules en vert sont bloquées (condition limite = particules fixes). On déclare d'abord la particule *1*, après la particule *2*, ensuite la liaison entre la particule *1* et la particule *2* (représentée par un trait rouge sur la *figure 5.14*) et ensuite la liaison de la particule *1* avec la particule *3* (trait rouge). Les particules *1* et *3* font partie de la fibre, qui est représentée par une colonne (rangée). La liaison entre les particules *1* et *2* représente la matrice.

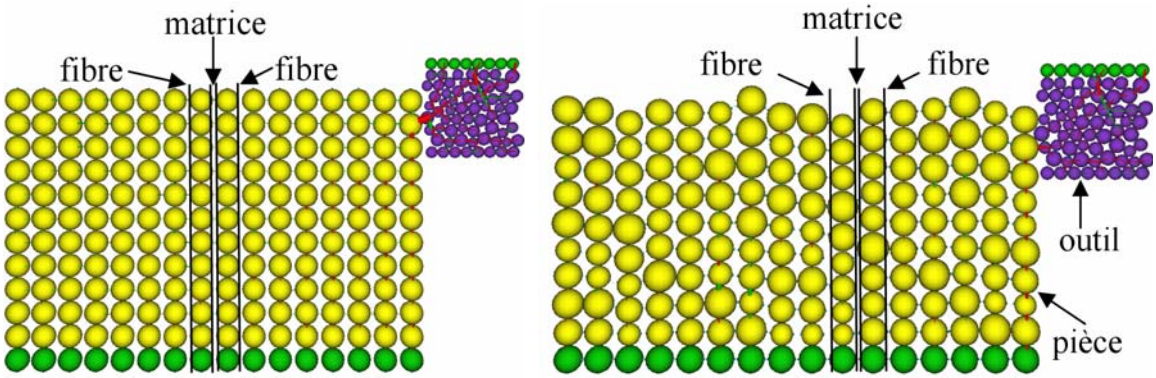


Figure 5. 13 Organisations du domaine de la pièce : a) alignée b) aléatoire.

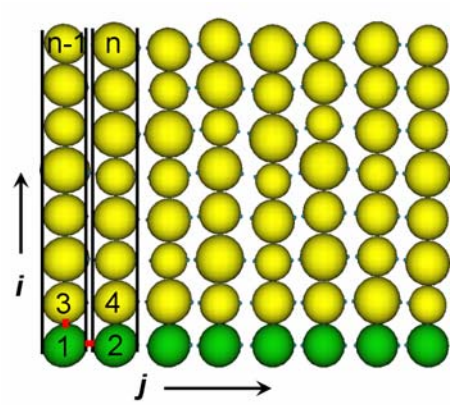


Figure 5. 14 Représentation de l'écriture du domaine de la pièce.

Rotation des particules

Les rotations des particules par rapport aux particules voisines (cf. *paragraphe 5.4.1.1*) produisent une rotation du domaine par rapport à la paroi inférieure fixe et ceci quasiment sans contrainte (ou force) dans le matériau. Chaque particule roule sans glisser sur sa voisine située en dessus d'elle même dans chaque colonne, sauf les particules non dégradables, qui représentent la paroi inférieure du composite (cf. *figure 5.15 a)*). On observe alors, des interpénétrations importantes avant rupture (cf. *figure 5.15 b)*).

Pour éliminer cette rotation du domaine sans contrainte, qui n'est pas physique, on a réécrit le domaine de la pièce (cf. *figure 5.16*). L'organisation aléatoire avec des particules de tailles variées a été gardée. La géométrie du domaine est la même sauf que pour un composite unidirectionnel orienté à 0° les colonnes deviennent des lignes et

vice-versa. Donc toutes les particules ont les mêmes coordonnées du centre dans la direction *j* (en lignes, cf. *figure 5.16*) et différentes dans l'autre direction.

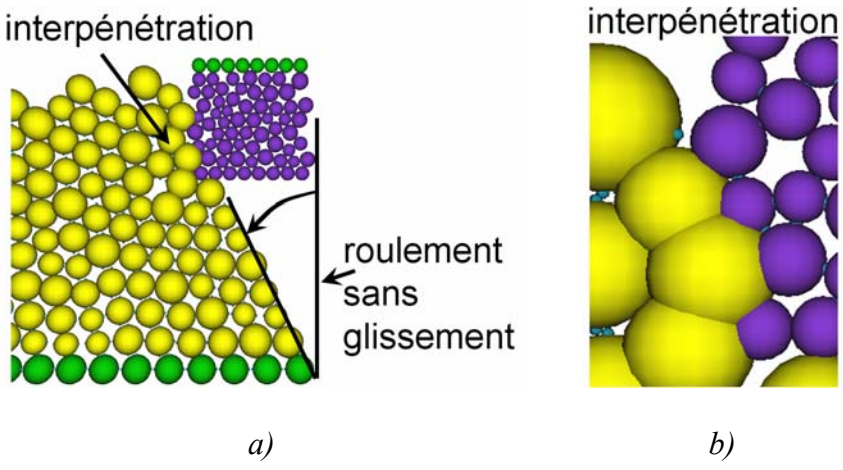


Figure 5. 15 Représentation de l'outil en contact avec la pièce : a) rotation du domaine b) interpénétration des particules.

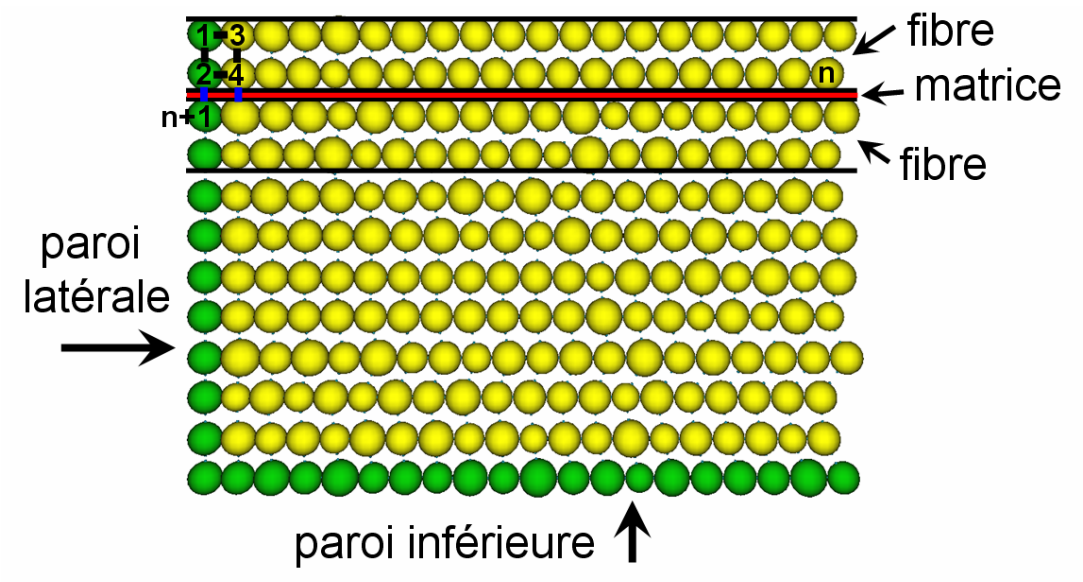


Figure 5. 16 Représentation de la nouvelle écriture du domaine de la pièce.

Deux modifications majeure on été profilées. La première modification importante est la transformation de la géométrie de la fibre. La fibre est représentée par deux rangées de particules à la place d'une rangée. On appelle une rangée de particules : une colonne de particules pour l'orientation des fibres à 90°, une ligne de particules pour l'orientation des fibres à 0° et une diagonale de particules pour l'orientation des fibres à 45° et à -45°.

La liaison de la particule *2* avec la particule *n+1* représente la deuxième modification apportée au modèle. L'ensemble de toutes les liaisons de couleur bleue représente la matrice (représentée par une surface rouge sur la *figure 5.16*). Les particules *1*, *2*, *3*, *4* …*n* font parties de la fibre, qui est représentée par deux lignes (rangées). La distance

entre deux fibres voisines (distance entre les particules de type *2* et *n+1*, *4* et *n+3*, etc.), qui représente la matrice, est proposée de façon à représenter 40% du volume du composite (60% du volume étant la fibre). Les propriétés de cette liaison sont données de façon à bien représenter la matrice.

Conditions limites

On introduit comme condition limite dans notre modèle de la pièce une paroi latérale (cf. *figure 5.16*). Les particules (en vert) de cette paroi latérale sont bloquées (fixes) et non dégradables. Une deuxième condition limite est le critère de Verlet (cf. *équation 5.26*). Cette force de Verlet est déterminée à chaque itération, et dès qu'elle dépasse la force critique de rupture F_{rupt}, le contact entre deux particules est perdu.

$$\sqrt{F_n^2 + 3 \cdot F_t^2} \geq F_{rupt} \tag{5.26}$$

5.4.2.3 Paramètres de modélisation

Le comportement du composite est caractérisé par un ensemble des paramètres macroscopiques du aux comportement des composants : fibre et matrice. Les caractéristiques du composite, de la fibre et de la matrice sont présentées dans le *Chapitre II*. La difficulté c'est alors de déduire les données micro à partir des données macro (force de contact, force de liaison). A partir de la loi d'élasticité $\sigma = E \cdot \varepsilon$ on peut trouver les efforts critique de rupture normal et tangentiel.

- L'effort de rupture de la fibre en traction peut s'écrire : $F_{r_f}^n = \sigma_f^n \cdot D^2$, où D^2 c'est la surface représentative de la fibre, σ_f^n c'est la contrainte en traction de la fibre (cf. *paragraphe 2.3.3*, *Chapitre II*) et D le diamètre de la particule. Le paramètre D=3,5μm est déterminé à partir des analyses MEB dans lesquelles on a pu remarquer que le diamètre d'une fibre est de 7μm.
- L'effort de rupture de la matrice en traction peut s'écrire : $F_{r_m}^n = \sigma_m^n \cdot D^2$, où D^2 c'est la surface représentative de la matrice, σ_m^n c'est la contrainte en traction de la matrice.
- L'effort de rupture de la fibre en cisaillement peut s'écrire : $F_{r_f}^t = \sigma_f^t \cdot D^2$, où D^2 c'est la surface représentative de la fibre, σ_f^t c'est la contrainte en cisaillement de la fibre.
- L'effort de rupture de la matrice en cisaillement peut s'écrire : $F_{r_m}^t = \sigma_m^t \cdot D^2$, où D^2 c'est la surface représentative de la matrice, σ_m^t c'est la contrainte en cisaillement de la matrice.

Les efforts sans dimension deviennent :

- L'effort de traction de la fibre : $\overline{F}_{r_f}^n = \dfrac{\sigma_f^n \cdot D^2}{L_{ref} \cdot K_{ref}}$,

- L'effort de cisaillement de la fibre : $\overline{F}_{r_f}^{t} = \dfrac{\sigma_f^t \cdot D^2}{L_{ref} \cdot K_{ref}}$,
- L'effort de traction de la matrice : $\overline{F}_{r_m}^{n} = \dfrac{\sigma_m^n \cdot D^2}{L_{ref} \cdot K_{ref}}$,
- L'effort de cisaillement de la matrice : $\overline{F}_{r_m}^{t} = \dfrac{\sigma_m^t \cdot D^2}{L_{ref} \cdot K_{ref}}$.

où L_{ref} est la longueur de référence et K_{ref} est la raideur de référence. L_{ref} est représentée ici par la distance la plus petite du domaine, en occurrence il s'agit de la particule la plus petite de l'outil (0,75μm), et K_{ref} par la raideur la plus grande du domaine, il s'agit de la raideur de l'outil K_o. Donc $K_{ref} = K_o = E \cdot L$, où E est le module d'Young de l'outil et L=3,5μm. La raideur de l'outil sans dimension $\overline{K}_o = 1$.

Dans les simulations par éléments discrets, 80% du temps de calcul est passé à rechercher les contacts entre particules et à en déduire les forces agissant sur celles-ci. Une attention particulière doit donc être portée sur ces deux aspects. En ce qui concerne les forces de contact, le choix a été guidé par l'application à laquelle se destine notre modèle. Les particules considérées sont de l'ordre du micromètre. Dans notre modèle le coefficient de frottement inter - grains et l'aspect thermique (température ou flux de chaleur) de la coupe ne sont pas considérés.

Les paramètres résultants de la simulation sont les efforts appliqués sur la paroi supérieure de l'outil. Les efforts obtenus sont l'effort tangentiel ou de cisaillement (selon l'axe X) et l'effort normal ou de traction (selon l'axe Z). Ces efforts, on peut les comparer ensuite avec les efforts expérimentaux : effort de coupe et effort d'avance.

5.4.3 Composite unidirectionnel orienté à 90°

L'analyse de la formation des copeaux (débris) dans l'usinage du matériau composite multidirectionnel est très difficile à réaliser dans un code numérique. L'observation expérimentale nous a montré la formation des copeaux discontinus progressant le long de la face de coupe. Ceux-ci étaient semblables aux dispositifs de formation de copeau dans l'usinage du matériau unidirectionnel avec une orientation des fibres supérieure à 90° (orientations négatives). Généralement, la longueur du copeau de l'usinage du composite multidirectionnel était plus grande que celle dans l'usinage du matériau unidirectionnel. C'est ainsi que nous nous sommes intéressés aux phénomènes produits pendant l'usinage des composites unidirectionnels orientés à 0°, 45°, 90° et -45°. L'usinage de toutes les composites unidirectionnels se déroule de la façon suivante : on applique une vitesse de déplacement sur la paroi supérieure de l'outil (cf. *figure 5.17 b)*).

Pour une orientation des fibres à 90° l'enlèvement de matière est initié par une ouverture en mode I qui pénètre dans la matière (en dessous de la direction de coupe) en suivant l'interface fibre/matrice. Dans le cas de l'usinage des fibres orientées à 90°, les défauts sont représentés par le décollement des fibres. L'enregistrement par caméra vidéo rapide de la formation du copeau (débris) en coupe orthogonale du matériau unidirectionnel à 90° nous révèle un décollement des fibres et de la matrice et aussi que les fibres sont penchées en avant par paquets (cf. *figure 3.16*, *paragraphe 3.1.1.6.1*). Le cisaillement des fibres se produit dans un plan plus bas que le plan donné par la direction de coupe

dû au fléchissement des fibres. Apres être coupées les fibres reviennent élastiquement frotter sur la face en dépouille de l'outil, ce qui produit l'usure en dépouille (cf. *figure 5.17 a)* et *b)*). Lorsqu'on usine un composite avec les fibres orientées à 90°, la zone de compression située en dessous de l'outil entraîne des fissures de longueur importante en profondeur dans le composite. Sur la *figure 5.17 c)* et *d)* on peut remarquer la distribution des forces de contact et des liaisons. En rouge sont représentées les forces de compression et en vert les forces de traction, par contre pour les liaison : en vert les liaison encore valable et en rouge celle qui sont cassées (rompues). On observe avec l'aide des images données par la simulation par éléments discrets des fortes compressions d'ou le fléchissement et le décollement des fibres.

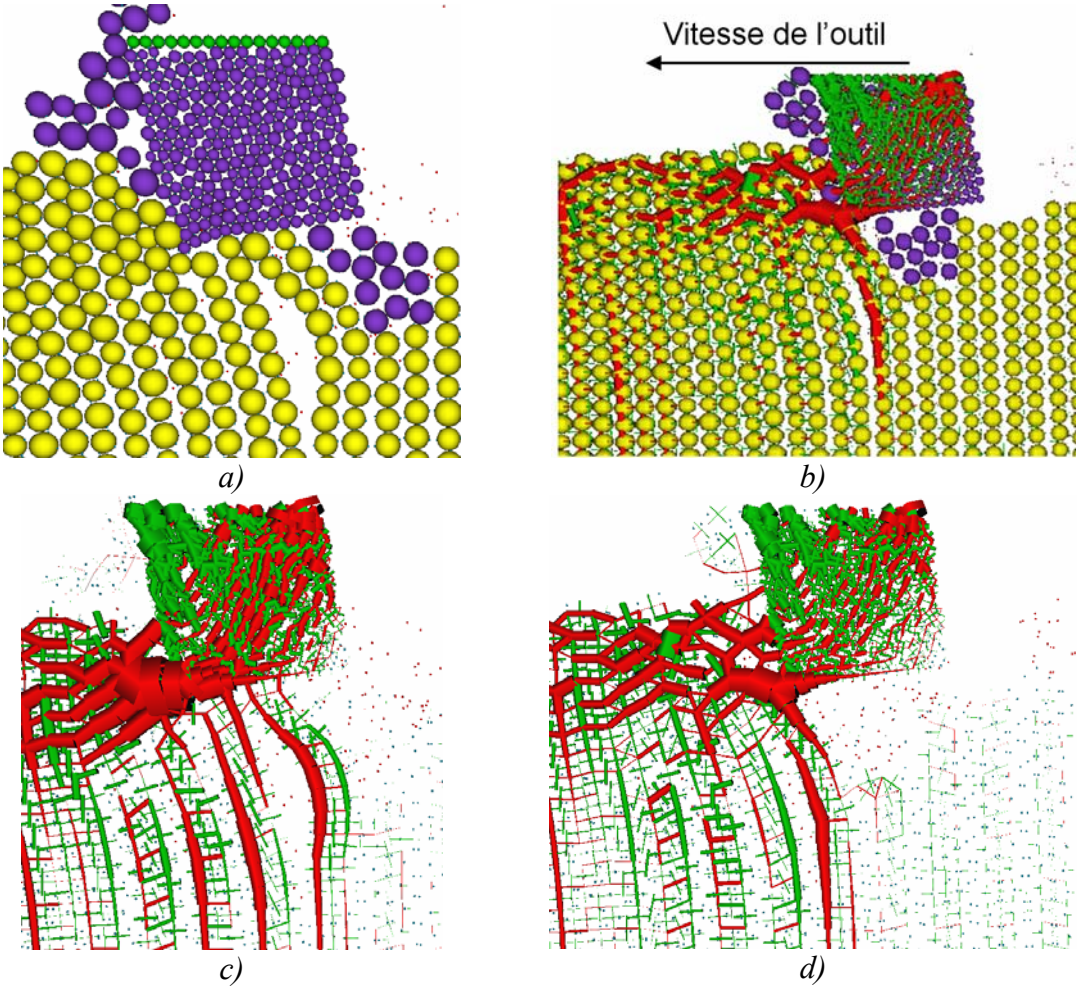


Figure 5. 17 Simulation par éléments discrets de la coupe orthogonale du matériau unidirectionnel à 90° : a) et b) champ de déplacements, c) et d) champ de forces et liaisons correspondantes.

5.4.4 Composite unidirectionnel orienté à 0°

Pour une orientation des fibres à 0°, les mécanismes de formation de copeaux se déclinent d'abord par un chargement en mode I (par ouverture) de la section coupée avec rupture le long de l'interface fibre/matrice (cf. *figure 5.18 a)*) combiné à un chargement en mode II (glissement droit) dans la direction d'avance de l'outil (cf. *figure*

5.18 d)). La séparation du "copeaux" se produit ensuite après rupture des fibres dans une direction perpendiculaire à leur axe.
Lors de la coupe d'une couche à 0°, l'outil décolle les fibres de la matrice et les arrache sur des dimensions plus grandes comme un copeau de bois. Ceci peut se traduire par un « flambage » des fibres sur la pression de l'outil (cf. *figure 5.18 c)*). En premier temps c'est la matrice qui va céder et ensuite il ne reste que la fibre qui peut avoir un comportement élastique comme le flambage et ensuite une rupture (la fibre est cisaillée ou cassée). L'usinage des fibres à 0° produit de grands débris fragmentés. L'enregistrement par caméra vidéo rapide de la formation du copeau en coupe orthogonale du matériau unidirectionnel à 0° révèle un décollement des fibres, qui fléchissent et cassent à cause de la fragilité de la fibre. Sur la *figure 5.18 b)* on peut remarquer la distribution des forces de contact et des liaisons. On observe avec l'aide des images obtenues par la simulation par éléments discrets des fortes compressions d'ou le fléchissement et le décollement des fibres. Les particules de la pièce qui ont perdu toutes les liaisons avec les particules voisines changent de couleur : du jaune elles deviennent violette.

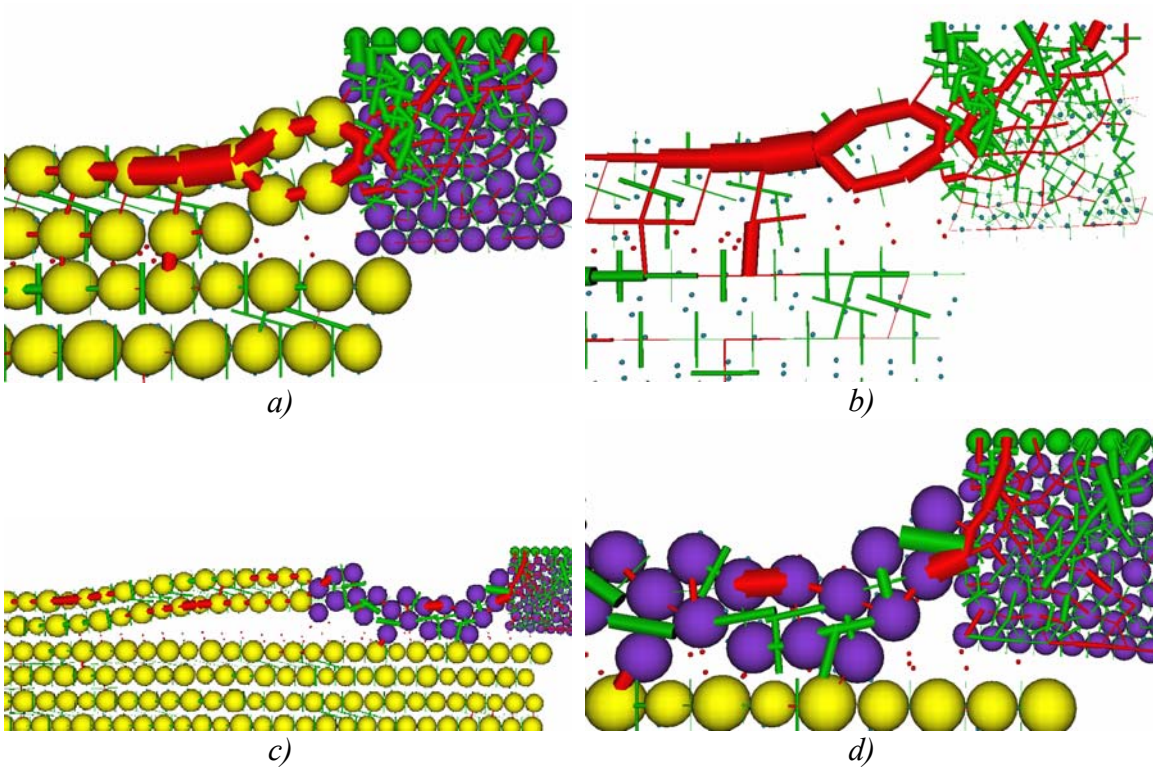


Figure 5. 18 Simulation par éléments discrets de la coupe orthogonale du matériau unidirectionnel à 0° : a) champ de déplacements b) champ de forces et liaisons correspondantes, c) et d) champ de déplacements et zoom associé.

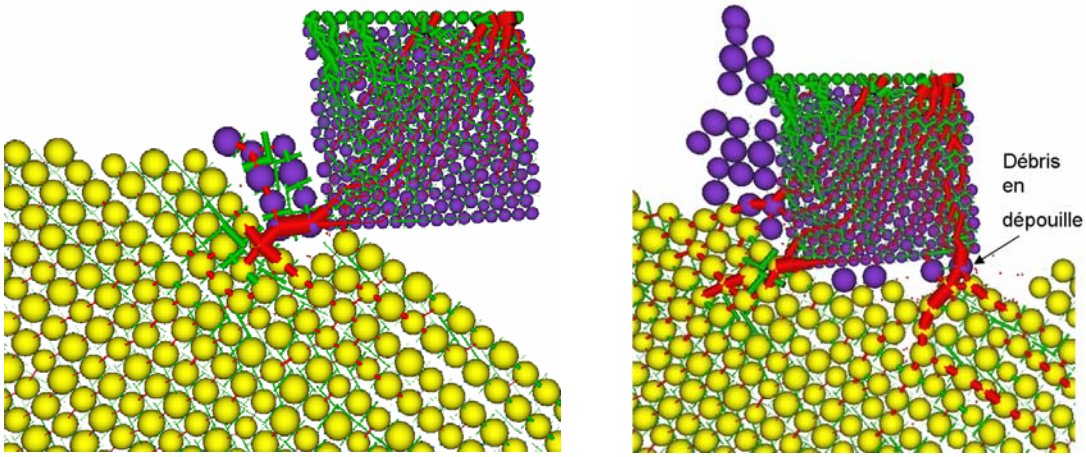
5.4.5 Composite unidirectionnel orienté à 45°

Pour des orientations des fibres à +45°, le mécanisme de formation du copeau consiste en un cisaillement des fibres par l'arête de coupe. Le copeau est ensuite formé par cisaillement des interfaces fibres/matrice jusqu'à la surface libre et ensuite le morceau de fibre est éjecté (cf. *figure 5.19 a)*). La rupture se produit dans un plan perpendiculaire

au plan défini par l'orientation des fibres (ou dans une direction perpendiculaire à l'axe des fibres).
Lors de la coupe des fibres orientées à 45°, l'outil arrive à couper les fibres directement ou au lieu de couper les fibres, les casse de façon pas toujours nette. Les fibres à 45° donnent de tout petits débris.

L'enregistrement par caméra vidéo rapide de la formation du copeau révèle une flexion et une compression importante des fibres sur l'outil.

Apres l'éjection du morceau de fibre on retrouve des débris de fibre qui restent entre le composite et la face de dépouille. Ceci arrive surtout à cause de la compression et de la flexion des fibres, qui cassent à un moment donné en petits morceaux (poussière). Cette poussière continue à frotter sur l'outil (cf. *figure 5.19 b)*). Après être coupées les fibres reviennent élastiquement frotter sur la face en dépouille de l'outil, ce qui produit l'usure en dépouille. Cette usure est très importante pour cette orientation.



a) *b)*

Figure 5. 19 Simulation par éléments discrets de la coupe orthogonale du matériau unidirectionnel à 45°.

5.4.6 Composite unidirectionnel orienté à -45°

Lors de la coupe des fibres orientées à -45°, les fibres fléchissent le plus et finissent par être arrachées (cf. *figure 5.20*). L'image capturée par caméra vidéo rapide de la formation du copeau révèle une très grande flexion des fibres qui restent compactes (en paquets) jusqu'à la rupture. La simulation par éléments discrets montre plus explicitement ce fléchissent des fibres (cf. *figure 5.20 a)*) et la rupture se produit dans un plan perpendiculaire au plan définit par l'orientation des fibres (ou dans une direction perpendiculaire à l'axe des fibres).
On remarque des défauts importants qui se propagent vers l'intérieur de la pièce (cf. *figure 5.20 b)*). On observe aussi un décollage des fibres et de la matrice et aussi que les fibres sont penchées en avant par des gros paquets. Les fibres glissent sur l'arrête de coupe, fléchissent et finissent par être arrachées. Le cisaillement des fibres se produit dans un plan plus bas que le plan donné par la direction de coupe dû au fléchissement des fibres. En comparaison avec l'usinage des fibres orientées à 90° ce plan est beaucoup plus bas. Dans cette configuration la coupe est très irrégulière.

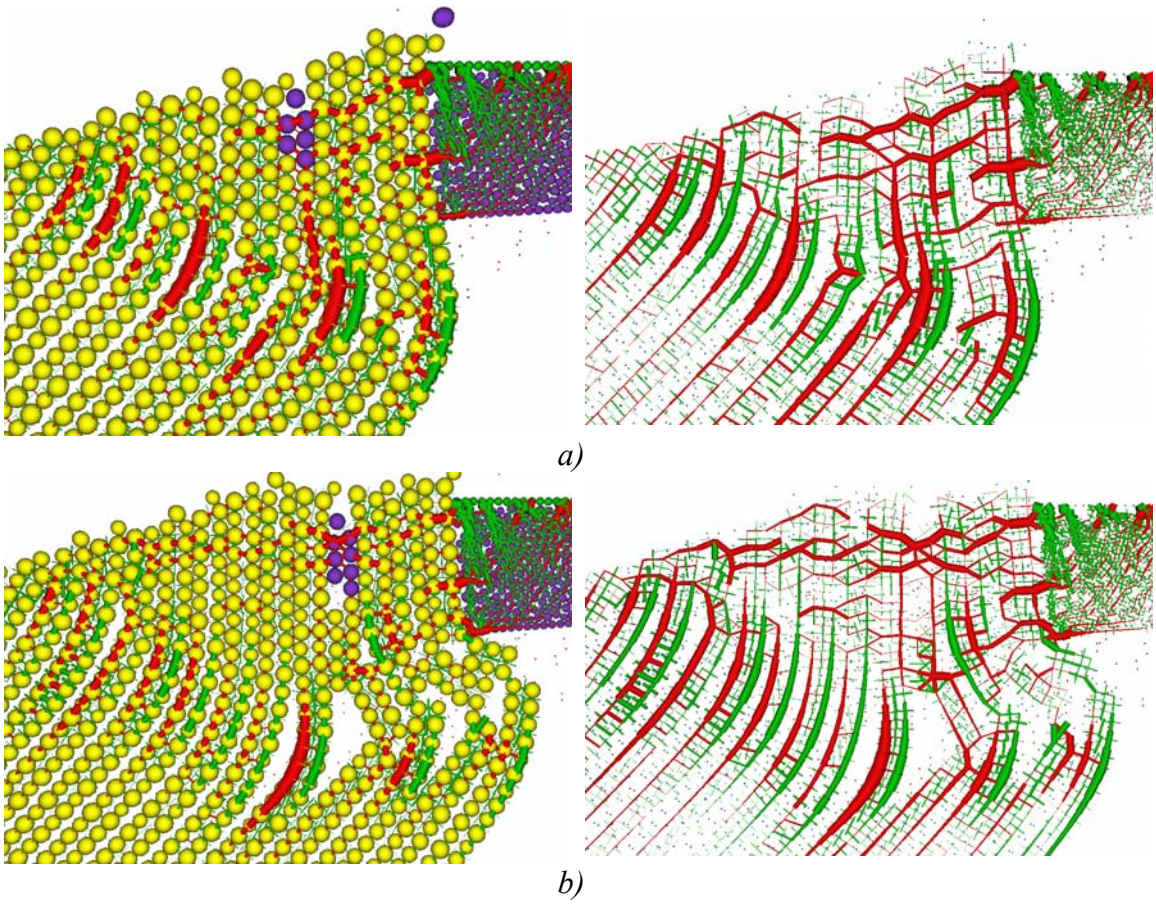


Figure 5. 20 champ de déplacements et champ de forces et liaisons correspondantes de la simulation par éléments discrets de la coupe orthogonale du matériau unidirectionnel à -45° : a) avant rupture, b) pendant rupture.

5.4.7 Comparaison simulations/expériences

Les paramètres qui vont affecter le plus les résultats des simulations sont les données matériaux. Les propriétés physiques et thermiques des matériaux constituants de l'outil vont également influencer les résultats des simulations. Les propriétés de l'outil utilisées pour les simulations sont celles donnés au *tableau 2.4* (cf. *paragraphe 2.3.2.1*, *Chapitre II*) et celles du composite au *tableau 2.7* (cf. *paragraphe 2.3.3.1*, *Chapitre II*). Les paramètres résultants de la simulation sont les efforts appliqués sur la paroi supérieure de l'outil. Les efforts obtenus sont l'effort tangentiel ou de cisaillement (selon l'axe *X*) et l'effort normal ou de traction (selon l'axe *Z*) (cf. *figure 5.21*). Ces efforts on peut les comparer ensuite avec les efforts expérimentaux : effort de coupe et l'effort d'avance (cf. *figure 3.17*, *paragraphe 3.1.1.6.1*, *Chapitre III*).

La *figure 5.21* montre les résultats des efforts de coupe F_c et d'avance F_h, calculés par simulations numériques pour les mêmes conditions de coupe que les efforts obtenus expérimentalement (cf. *figure 3.17*). On peut remarquer que certains efforts calculés par simulations numériques semblent corréler avec ceux expérimentaux, mais certains semblent être un peu plus grand, qui peuvent aller jusqu'à 3 fois plus grand. L'effort de coupe F_c est toujours plus grand que l'effort d'avance F_h, ce qui est bien la réalité. Tous les efforts semblent plus perturbés que ceux obtenus expérimentalement.

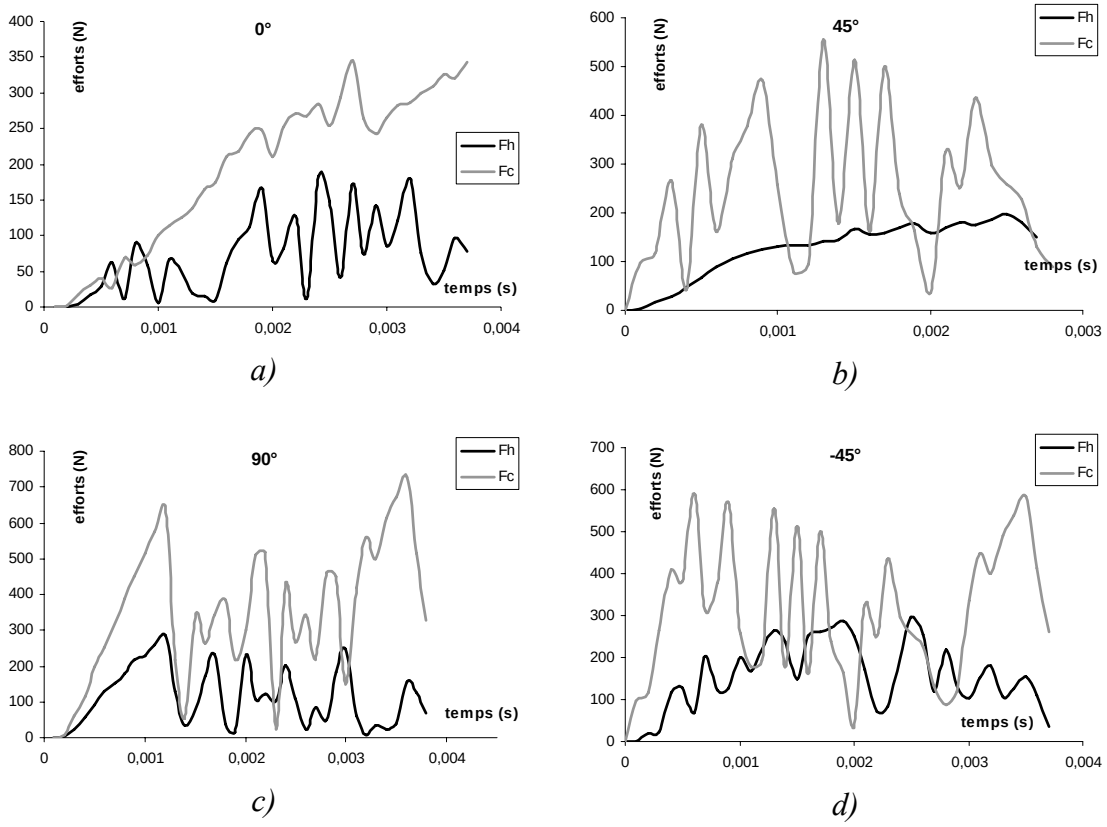


Figure 5. 21 Résultats des efforts de coupe F_c et d'avance F_h, obtenus pendant les simulations numériques, V_c=6m/min, f = 0,2mm et α = 0° : a) orienté à 0°, b) orienté à 45°, c) orienté à 90°, d) orienté à -45°.

Conclusion

Un outil numérique qui permet de modéliser le comportement des composites pendant la coupe a été présenté. A partir des résultats expérimentaux, des simulations numériques basées sur la méthode des éléments discrets sont effectuées et permettent de déterminer le comportement de chaque configuration (orientation). Les profils des efforts de coupe obtenus par simulations numériques sont réalistes si on les compare à ceux obtenus expérimentalement. Par ailleurs, les tendances expérimentales sont vérifiées (l'effort de coupe F_c et d'avance F_h évoluent dans le même sens : $F_c > F_h$) et offrent une bonne précision compte tenu du fait que les conditions de coupe soient restée dans un domaine restreint. Les résultats calculés par simulation numérique sont déterminés sans tenir compte de l'usure de l'outil. Il faut donc considérer ces résultats (efforts de coupe) comme ceux existants au début de l'usinage et qui initient les mécanismes d'usure.

Conclusions et Perspectives

Les outils de coupe destinés à l'usinage à sec des pièces aéronautiques en composite ne bénéficient pas d'une durée de vie élevée. En effet, les phénomènes d'usure des outils viennent rapidement perturber la coupe et conduisent à des états de surface très médiocres. Les opérations d'usinage sont donc régulièrement interrompues pour remplacer les outils, ce qui augmente de manière importante le prix des structures. La seule solution pour allonger la durée de vie des outils est l'optimisation des paramètres de coupe, de la géométrie des outils et l'utilisation de revêtements.

Le but de cette étude était la réalisation d'un foret prototype permettant de minimiser les défauts et dommages engendrés lors du perçage des composites tout en augmentant la durée de vie de celui-ci. Parmi tous les dommages recensés lors du perçage le délaminage des derniers plis est considéré comme étant le défaut majeur. La démarche suivie a consisté tout d'abord à utiliser la coupe orthogonale pour la compréhension des phénomènes qui se produisent pendant la coupe. Ensuite appliquer les conclusions de la coupe orthogonale au perçage. Afin de proposer une démarche scientifique rigoureuse d'optimisation, la maîtrise des relations qui existent entre les conditions de coupe, les paramètres de contact et les mécanismes d'endommagement était indispensable.

Le mode d'usinage étudié est le perçage car c'est ainsi que sont obtenus la plupart des assemblages aéronautiques. L'étude bibliographique a montré que ce mode d'usinage dans les matériaux composites est abordé sous les aspects : état de surface, endommagement du composite et durée de vie des outils, approches issues de l'usinage des matériaux métalliques.
À part quelques travaux, rares sont les contributions à l'étude de l'influence de l'usure des outils de coupe.

Expérimentalement, la détermination des profils de la température est difficile à mettre en œuvre, elle ne se prête donc pas à l'étude paramétrique dans une large gamme de conditions de coupe. En outre, les techniques existantes fournissent encore des valeurs très imprécises qui dépendent beaucoup du calibrage des appareils. Dans le but de déterminer ce paramètre de contact, un dispositif d'étude en coupe orthogonale basée sur l'expérimentation a été mis en place. Le dispositif monté sur une raboteuse permet grâce à une table dynamométrique de mesurer les composantes de l'effort. L'aspect thermique est également abordé par la mesure du flux de chaleur transmis dans l'outil déterminé à l'aide d'une méthode inverse. D'autres paramètres tels que les configurations d'usinage et les orientations de fibres ont été prises en compte. Des observations fines aussi bien à l'échelle des plis qu'à celle des fibres ont été réalisées. La qualification des endommagements a permis de révéler les influences prépondérantes de l'orientation des fibres et du mode de l'usinage (rabotage ou perçage) sur l'état des surfaces usinées. Il a été mis en évidence que le critère de rugosité Ra n'était pas représentatif de l'ensemble des endommagements, en particulier des dommages en sub-surface (déchaussement des fibres, fissures, arrachements). Grâce aux traitements statistiques des résultats des essais mécaniques, l'influence prépondérante de l'avance (directement représentative de l'épaisseur de matière coupée par l'arête de coupe) a été démontrée.

Le couplage entre endommagements et performances de l'outil a permis d'analyser les influences respectives de la rugosité de la surface usinée et des endommagements en sub-surface (arrachements). Deux critères d'endommagement directement liés aux performances des outils ont été mis en évidence. Il s'agit du pourcentage de surface endommagée et de la profondeur de l'arrachement des fibres.
L'étude bibliographique a montré que les modes d'endommagement des outils n'étaient pas clairement caractérisés. Les investigations menées sur les faces de coupe et de dépouille des outils usés ont permis une meilleure connaissance des mécanismes d'endommagement. Dans le cas du composite carbone/époxy, nous avons observé la formation des zones striées et donc des zones plus usées que les autres en fonction de l'orientation des fibres, et la fragilisation de l'outil par des mécanismes d'abrasion.

La difficulté de la mesure de température moyenne sur l'arête de coupe de l'outil, mise en évidence par une étude bibliographique, nous a conduit à estimer les sollicitations thermiques imposées sur l'outil à l'aide de la résolution du problème inverse des transferts de chaleur dans cet outil. La complexité géométrique, la méconnaissance des propriétés thermophysiques nous ont amenés à modéliser son comportement thermique au sens de l'identification de systèmes non entiers, ce modèle liant la sollicitation sur l'arête de coupe à la température en un point de l'outil. La caractérisation des transferts thermiques dans l'outil a été effectuée à l'aide de mesures de température à un capteur placé dans l'outil et de mesures de température moyenne ou de flux sur l'arête de coupe. Après estimation des paramètres du modèle de comportement thermique de l'outil, la procédure d'inversion de ce modèle et les mesures au capteur effectuées pendant l'usinage ont permis l'estimation des sollicitations thermiques imposées à l'outil pendant la coupe.

Les mécanismes de coupe des couches à 0° et 45° dans l'usinage du composite multidirectionnel étaient identiques à ceux de l'unidirectionnel. L'usinage des couches à 0° produit des ruptures combinées de Mode I et II. Le mécanisme de formation du copeau et d'enlèvement de matière, pour les couches à 45°, provient du cisaillement. La rupture s'est produite perpendiculairement à l'axe des fibres dans le champ de compression de la zone de contact, et le cisaillement de l'interface fibre/matrice permet le dégagement du copeau. Cependant, les mécanismes de formation de copeau dans l'usinage des couches à 90° et -45° du matériau unidirectionnel étaient légèrement différents de ceux pour le composite multidirectionnel en raison de l'influence des couches adjacentes. Quand on usine du matériau unidirectionnel avec des orientations des couches à 90° ou plus, on obtient différents degrés d'arrachements. En revanche, l'appui fourni par les couches adjacentes dans la structure multidirectionnelle permet l'usinage avec des degrés de dégradation relativement petits. Les dommages de l'usinage associés aux couches à 90° du composite multidirectionnel ont été limités à une perte de cohésion fibre/matrice sur la surface usinée. Les dommages sur les couches à –45° étaient plus étendus par l'échec du cisaillement le long de l'interface fibre/matrice et par la rupture perpendiculaire à la direction des fibres sous la surface usinée.

Un modèle de prévision de l'effort axial de perçage a été développé et sa validité établie par l'expérimentation. Les résultats obtenus trouvent une application industrielle notamment pour les perçages sur machines à commande numérique. L'expérimentation a permis d'établir des abaques donnant l'effort de pénétration en fonction de l'avance, de la vitesse de coupe, de la géométrie et de l'usure de l'outil. Il devient alors possible de calculer, pour un couple matériau/outil, l'effort de pénétration à utiliser aussi avec les

machines conventionnelles. Un logiciel associé doit permettre aux opérateurs sur le terrain ou au préparateur méthodes de définir rapidement les principaux paramètres de coupe et ce sans connaissance particulière concernant le comportement des composites.

L'approche basée sur la détermination des efforts de coupe à l'aide de simulations numériques a permis de corréler les mécanismes de formation du copeau et d'enlèvement de matière. Dans le cas du composite carbone/époxy unidirectionnel T300/914, les résultats obtenus sont cohérents. Les profils des efforts de coupe obtenus par simulations numériques sont réalistes si on les compare à ceux obtenus expérimentalement. Par ailleurs, les tendances expérimentales sont vérifiées (l'effort de coupe F_c et d'avance F_h évoluent dans le même sens : $F_c > F_h$) et offrent une bonne précision compte tenu du fait que les conditions de coupe restent dans un domaine restreint. La simulation numérique employée comme outil d'optimisation est donc justifiée.

Les perspectives à donner à ce travail sont multiples.

Pour optimiser l'opération de coupe et augmenter la durée de vie des outils il sera donc nécessaire de maîtriser les interactions outil/pièce. Le couplage usinage à grande vitesse et usinage à sec peut donc se révéler très intéressant dans le cas des composites. Il faudra cependant être capable de maîtriser tous les aspects des phénomènes de transfert et de diffusion de la chaleur. Les contraintes imposées par la machine, l'outil ou le processus de coupe ne permettent pas toujours de choisir les géométries d'outil ou les conditions de coupe que l'on désire. Par exemple en perçage, l'emploi de petits diamètres pour les forets ne permet pas d'atteindre des vitesses de coupe très élevées. La solution consiste alors à chercher le matériau d'outil ou le revêtement qui limitera les interactions entre la pièce et la face de dépouille et de coupe de l'outil. Si l'on choisit l'option du revêtement, il faudra en plus des propriétés de dureté, de ténacité et de résistance a l'usure, que le matériau choisi possède des propriétés d'adhésion convenables avec le substrat et qu'il ait un état de surface avec une faible rugosité pour éviter les phénomènes de collage par ancrage mécanique et pour avoir une très bonne acuité d'arrête.

Nous pouvons évoquer, comme perspective, la possibilité de caractériser le comportement du matériau dans le domaine des grandes températures grâce à l'essai de coupe orthogonale lui-même. Nous voulons mettre en place auprès de notre dispositif d'étude de la coupe orthogonale déjà existant, qui place l'outil et la pièce dans des conditions idéales d'observation, un système de mesure de la température de la pièce (notre méthode, par caméra CCD, camera infrarouge, ou d'autres méthodes existantes).

La géométrie la plus adaptée des outils est celle du proto 2 et 4. On peut alors se demander si un mélange de ces deux géométries ne serait pas un bon choix. L'outil idéal serait peut être alors l'outil comme défini dans le tableau ci-dessous.

Outil idéal	Angle d'hélice	Angle de dépouille	Premier angle de pointe	Second angle de pointe	Revêtement
	40°	11°	130° ou 125°	90°	Diamant CN

Avec un tel outil, on peut peut-être espérer faire descendre l'effort de pénétration de 10%.

D'autres solutions peuvent être proposées : par exemple un outil hélicoïdal en carbure avec un angle d'hélice de 40° et des plaquettes PCD. Le but serait tout simplement de supprimer le défaut du DIAGER 22694 (PCD) qui était incapable d'évacuer les poussières sur de telles profondeurs. Cependant un tel outil n'est pas facile à réaliser et du point de vue économique il risque de coûter très cher. On peut aussi imaginer une géométrie d'outil avec une pointe en forme ogivale à la place de la double pointe.

Les meilleures solutions d'amélioration de la durée de vie des outils revêtus obtenues sur les essais de perçage des composites seront utilisées pour des essais de perçage dans des empilages hybrides (composite/alliage d'aluminium/alliage de titane). Les forets seront évalués sur l'unité robotisée de perçage/fraisage à cinématique parallèle du LAMEFIP pour une opération de perçage.

L'étude du modèle analytique de prévision de l'effort de pénétration va être approfondi en incluant de manière plus complète la géométrie de l'outil et la surface de contact outil/pièce qui se retrouvent dans le paramètre K_c. La géométrie de l'outil est représentée par : l'angle de la pointe, l'angle de coupe, l'angle de dépouille, l'angle d'hélice, l'affûtage de l'âme. La surface de contact outil/pièce est représentée par la forme de la pointe : double ou triple pointe, forme ogivale, etc. Il faudra corrélativement développer davantage l'aspect expérimental.

L'étude de l'outil numérique, qui permet de modéliser le comportement des composites pendant la coupe, va être approfondi en incluant l'aspect thermique (température ou flux de chaleur) et celui du coefficient de frottement inter-grains. Les paramètres résultants actuels de la simulation sont les efforts de coupe F_c et d'avance F_h. Par la suite nous envisageons de déterminer le coefficient de frottement et la température comme paramètres calculés par simulations numériques.

Références bibliographiques

AROL_94 **D. Arola, M. Ramulu**, "Machining-induced surface texture effects on the flexural properties of a graphite/epoxy laminate", *Composites*, Vol. 25 (8), pp. 822-834, 1994.

AROL_96 **D. Arola, M. Ramulu, D.H.Wang**, "Chip formation in orthogonal trimming of graphite/epoxy composite", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 27 (2), pp. 121-133, 1996.

AROL_97 **D. Arola, M. Ramulu**, "Orthogonal cutting of fiber-reinforced composites: a finite element analysis", *International Journal of Mechanics Sciences*, Vol. 39 (5), pp. 597-613, 1997.

ABRA_92 **S. Abrate, D.A. Walton**, "Machining of composite materials: Part I: Traditional methods", *Composites Manufacturing*, Vol. 3, pp. 75-83, 1992.

ABRA_97 **A.M. Abrao, D.K. Aspinwall,** "Temperature evaluation of cutting tools during machining of hardened bearing steel using polycrystalline cubic boron nitride and ceramic cutting tools", *Material Science and Technology*, Vol. 13, pp. 445-450, 1997.

ABRA_08 **A.M. Abrao, J.C. Campos Rubio, P.E. Faria, J.P. Davim,** "The effect of cutting tool geometry on thrust force and delamination when drilling glass fibre reinforced plastic composite", *Materials & Design*, Vol. 29 (2), pp. 508-513, 2008.

AY_94 **H. Ay, W.J. Yang, J.A. Yang,** "Dynamics of cutting tool temperatures during cutting process", *Experimental Heat Transfer*, Vol. 7, pp. 203-216, 1994.

AY_98 **H. Ay**, "Heat transfer and life of metal cutting tools in turning", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 41, pp. 613-623, 1998.

BARL_97 **C. Barlier, C. Lescalier, J.M. Muller, B. Delebecque,** "Mesure en continu de l'usure des outils de coupe par microsondes incorporées. Acquisition par Capteur de Température Appliquée à la recherche de l'Usure", Le système ACTARUS, CIRP Nantes, pp. 345-354, 1997.

BATA_02 **J.-L. Battaglia, H. Elmoussami, L. Puigsegur,** "Modélisation du comportement thermique d'un outil de fraisage : approche par identification de système non entier", C. R. Mécanique, Vol. 330, pp. 857-864, 2002.

BHAT_95 **N. Bhatnagar, N. Ramakrishnan, N.K. Naik, R. Komanduri,** "On the machining of fiber reinforced plastic (FRP) composite laminates", *International Journal of Machine Tools & Manufacturing*, Vol. 35 (5), pp. 701-716, 1995.

BLOK_38 **H. Blok,** "Theoretical study of temperature rise at surfaces of actual contact on under oiliness lubricating conditions", Proceedings of General Discussion on Lubrication and Lubricants, Institute of Mechanical Engineers London, pp. 222 - 235, 1938.

BOOT_63 **G. Boothroyd,** "Temperatures in Orthogonal Metal Cutting". Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Vol. 177, pp. 789–802, 1963.

CAPR_95 **G. Caprino, V. Tagliaferri,** "Damage development in drilling glass fibre reinforced plastics", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 35 (6), pp. 817 - 829, 1995.

CHAM_95 **A. Chambers, G. Bishop**, "The drilling of carbone fiber polymer matrix composites", Proceeding of ICCM-10, Whistler, B.C., Canada, 1995.

CHAO_53 **B.T. Chao, K.J. Trigger,** "The significance of the thermal number in metal machining", *Transaction of ASME*, Vol. 75, pp. 109-120, 1953.

CHEN_97 **W.C. Chen,** "Some experimental investigations in the drilling of carbon fiber-reinforced plastic (CFRP) composite laminates", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 37 (8), pp. 1097 - 1108, 1997.

CUND_87 **P. Cundall,** "Distinct Element Modes of rock and soil structures, *Analytical and computational methods in engineering rock mechanics*, pp. 129-163, 1987.

daSI_99 **M.B. da Silva, J. Wallbank,** "Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 88 (1-3), pp. 195 - 202, 1999.

DAVI_04 **J. P. Davim, P. Reis, C. C. Antonio,** "Experimental study of drilling glass fiber reinforced plastics (GFRP) manufactured by hand lay-up", *Composites Science and Technology*, Vol. 64, pp. 289 - 297, 2004.

DAVI_07 **J. P. Davim, J. C. Rubio, A.M. Abrao,** "A novel approach based on digital image analysis to evaluate the delamination factor after drilling composite laminates", *Composites Science and Technology*, Vol. 67 (9), pp. 1939 - 1945, 2007.

DAVIE_07 **M.A. Davies, T. Ueda, R. M'Saoubi, B. Mullany, A.L. Cooke,** "On The Measurement of Temperature in Material Removal Processes", CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol. 56 (2), pp. 581-604, 2007.

D'ERR_97 **G.E. D'Errico,** "A system approach to modelling of cutting temperature with experimental identification", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 37 (2), pp. 149 - 158, 1997.

DESS_97 **A. Dessarth,** "Usinage des composites", *Techniques de l'ingénieur*, AM 5215-1, pp. 12, 1997.

DIIL_91 **A. Di Ilio, V. Tagliaferri, F. Veniali,** "Damage induced in unidirectional graphite fibre reinforced thermoplastics during drilling", *Processing and Manufacturing of Composite Materials*, Vol. 49, pp. 149 - 157, 1991.

DURA_06 **L.M.P. Durao, M.F.S.F. de Moura, A.T. Marques,** ''Numerical simulation of the drilling process on carbon/epoxy composite laminates'', *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 37 (9), pp. 1325-1333, 2006.

DURA_08 **L.M.P. Durao, M.F.S.F. de Moura, A.T. Marques,** ''Numerical prediction of delamination onset in carbon/epoxy composites drilling'', *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 75 (9), pp. 2767-2778, 2008.

FERN_06a **M. Fernandes, C. Cook,** "Drilling of carbon composites using a one shot drill bit. Part I: Five stage representation of drilling and factors affecting maximun force and torque", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 46, pp. 70 - 75, 2006.

FERN_06b **M. Fernandes, C. Cook,** "Drilling of carbon composites using a one shot drill bit. Part II: empirical modeling of maximun thrust force", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 46, pp. 76 - 79, 2006.

FILL_07 **N. Fillot, I. Iordanoff, Y. Berthier,** “Modelling third body flows with a discrete element method - a tool for understanding wear with adhesive particles”, *Tribology International*, Vol. 40 (6), pp. 973 - 981, 2007.

GAY_92 **D. Gay,** “Matériaux composites”, Traité des nouvelles technologies, Série mécanique, Ed. Hermes, 3éme edition, 1992.

GHID_03 **P. Ghidossi,** “Contribution à l’étude de l’effet des conditions d’usinage d’éprouvettes en composites à matrice polymère sur leur réponse mécanique”, Thèse de doctorat N°2003-19, Procédés de Fabrication, ENSAM Chalons en Champagne, 2003.

GUEG_94 **P. Guegan,** “Contribution à la qualification de l’usinage de matériaux composites à matrice organique”, Thèse de doctorat n°2025, Génie Mécanique, E.C. Nantes, 1994.

HAHN_51 **R.S. Hahn,** “On the temperature developed at the shear plane in the metal cutting process”, Proceedings of the First U.S. National Congress of Applied Mechanics, pp. 661 - 666, 1951.

HAMA_06 **R.F. Hamade, C.Y. Seif, F. Ismail,** “Extracting cutting force coefficients from drilling experiments”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 46, pp. 387 - 396, 2006.

HICK_87 **J. Hickey,** “Drilling Graphite Composites”, Modern Machine Shop, Gardner Publication, Cincinnati, Ohaio, pp. 84 - 90, mars 1987.

HIRA_89 **M. Hirao,** “Determining temperature distribution on flank face of cutting tool”, *Journal of Materials Shaping Technology*, Vol. 6 (3), pp. 143 - 148, 1989.

Ho-CH_90 **H. Ho-Cheng, C.H.K. Dharan,** “Delamination during drilling in composite laminates”, *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 112, pp. 236 - 238, 1990.

Ho-CH_92 **H. Ho-Cheng, H.Y. Puw, K.C. Yao,** “Experimental aspects of Drilling of Some Fiber-Reinforced Plastics”, Proceedings of the Machining of Composite Materials Symposium, ASM material week, Chicago, Illinois, pp. 127 – 138, 1-5 novembre, 1992.

HOCH_03 **H. Hocheng, C.C Tsao,** “Comprehensive analysis of delamination in drilling of composite materials with various drill bits”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 140 (1-3), pp. 335 - 339, 2003.

HOCH_06 **H. Hocheng, C.C. Tsao,** “Effects of special drill bits on drilling-induced delamination of composite materials”, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 46 (12-13), pp. 1403 - 1416, 2006.

HOFF_99 **H.-W. Hoffmeister, A. Gente, Th. Weber,** “Chip formation at titanium alloys under cutting speeds of up to 100m/s”, Second international conference on *High Speed Machining*, pp. 21 - 28, 1999.

INOU_97 **H. Inoue, E. Aoyama, T. Hirogaki, K. Ogawa, H. Matsushita, Y. Kitahara, T. Katayama,** “Influence of tool wear on internal damage in small diameter drilling in GFRP”, *Composite Structures*, Vol. 39, pp. 55 - 62, 1997.

IORD_04 Ivan IORDANOFF, “Modélisation du Comportement Tribologique des 3e Corps Solides et Gazeux, Application à l’analyse de l’usure et à l’étude des paliers aérodynamiques à feuilles”, Habilitation à Diriger des Recherches, N°HDR2004009, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon et Université Claude Bernard LYON 1, 2004.

JAEG_42 **J.-C. Jaeger,** “Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts”, Proceedings of the Royal Society of New South Wales, Vol. 76, pp. 203 - 224, 1942.

JAIN_93 **S. Jain, D.C.H. Yang,** “Effects of feedrate and chisel edge on delamination in composites drilling”, Transactions of the A.S.M.E, Vol. 115, pp. 398 - 405, 1993.

JASP_98 **S.P.F.C. Jaspers, J.H. Dautzenberg, D.A. Taminiau,** “Temperature measurement in orthogonal metal cutting”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 14, pp. 7 - 12, 1998.

KIM_92 **K.S. Kim, D.G. Lee, Y.K. Kwak, S. Namgung**, “Machinability of carbon fiber - epoxy composite materials in turning”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 32, pp. 553 - 570, 1992.

KOMA_00 **R. Komanduri, Z.B. Hou**, “Thermal modelling of the metal cutting process – Part I : Temperature rise distribution due to shear plane heat source”, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 42, pp. 1715 - 1752, 2000.

KOMA_01a **R. Komanduri, Z.B. Hou,** “Thermal modelling of the metal cutting process – Part II : Temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool - chip interface”, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 43, pp. 57 - 88, 2001.

KOMA_01b **R. Komanduri, Z.B. Hou**, “Thermal modelling of the metal cutting process – Part III : Temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane and tool - chip interface frictional heat source”, *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 43, pp. 89 - 107, 2001.

KOPL_80 **A. Koplev,** “Cutting of CFRP with single edge tools”, Third International Conference on Composite Materials, Paris, pp. 1597 - 1605, 1980.

KOPL_83 **A. Koplev, Aa. Lystrup, T. Vorm,** “The cutting process, chips and cutting forces in machining CFRP”, *Composites*, Vol. 14 (4), pp. 371 - 376, 1983.

KÖNI_84 **W. König, P. Grass, A. Heintze,** “Comment optimiser l’usinage de Kevlar”, Machine Moderne, Société de publication mécaniques, Paris, Vol. 891, pp. 8, 1984.

KÖNI_89 **W. König, P. Grass,** “Quality definition and assessment in drilling of fiber reinforced thermosets”, Annals of the C.I.R.P., Vol. 38, pp. 119 - 124, 1989.

KRIS_92 **R. Krishnamurthy, G. Santhanakrishnan, S.K. Malhorta,** “Machining of polymeric composites”, Proceedings of the Machining of Composite Materials Symposium, ASM material week, Chicago, Illinois, pp. 139 - 148, 1-5 novembre, 1992.

LACH_01 **F. Lachaud, R. Piquet, F. Collombet, L. Surcin,** “Drilling of composite structures”, *Composite Structures*, Vol. 52 (3-4), pp. 511 - 516, 2001.

LEON_54 **W.C. Leone,** “Distribution of shear-zone heat in metal cutting”, Transaction of ASME, Vol. 76, pp. 121 - 125, 1954.

LIN_95 **S.C. Lin, C. J. Ting,** “Tool wear monitoring in drilling using force signals”, *Wear*, Vol. 180 (1-2), pp. 53 - 60, 1995.

LIN_96 **S.C. Lin, I.K. Chen,** “Drilling carbon fiber - reinforced composite material at high speed”, *Wear*, Vol.194 (1-2), pp. 156 - 162, 1996.

LIN_99 **S.C. Lin, J.M. Shen,** “Drilling unidirectional glass fiber - reinforced composite materials at high speed”, *Journal of Composite Materials*, Vol. 33 (9), pp. 827 - 851, 1999.

LIN_03 **J. T. Lin, D. Bhattacharyya, V. Kecman,** “Multiple regression and neural networks analyses in composites machining”, *Composites Science and Technology*, Vol. 63 (3-4), pp. 539 - 548, 2003.

LOWE_54 **E.G. Lowen, M.C. Shaw,** “On the analysis of cutting-tool temperatures”, Transaction of ASME, Vol. 71, pp. 217 - 231, 1954.

LoCA_89 **S. LoCasto, E. LoValvo, F. Micari,** “Measurement of temperature distribution within tool in metal cutting – Experimental tests and numerical analysis”, *Journal of Mechanical Working Technology*, Vol. 20, pp. 35 - 46, 1989.

MAHD_01 **M. Mahdi, L. Zhang,** “A finite element model for the orthogonal cutting of fiber - reinforced composite materials”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 113 (1-3), pp. 373 - 377, 2001.

MATS_87 **Y. Matsumoto, D.-C. Hsu,** “Workpiece temperature rise during the cutting of AISI 4340 steel”, *Wear*, Vol. 116, pp. 309 - 317, 1987.

MILL_87 **J.A. Miller,** “Drilling Graphite/Epoxy at Lockheed”, American Machine Automatic Manufacture, pp. 70 - 71, 1987.

MOHA_05 **N.S. Mohan, A. Ramachandra, S.M. Kulkarni,** “Influence of process parameters on cutting force and torque during drilling of glass - fiber polyester reinforced composites”, *Composite Structures*, Vol. 71 (3-4), pp. 407 - 413, 2005.

MOLI_92 **A. Molinari, D. Dudzinski,** “Stationnary shear band in high-speed machining”, Compte Rendus de l’Académie des Sciences de Paris, série II, pp. 399 - 405, 1992.

MORI_01 **H. Moriguchi, K. Tsuzuki, H. Itozaki, A. Ikegaya, K. Hagiwara, M. Takasaki, Y. Yanase and T. Fukuhara,** “Properties and applications of high-toughness, highly wear-resistant diamond - and cBN - dispersed cemented carbide”, *SEI Technical Review*, Vol. 51, pp. 121 - 125, 2001.

MOUF_98 **A. Moufki, A. Molinari, D. Dudzinski,** “Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law”, *Journal of Mechanical Physics of Solids*, Vol. 46, pp. 2103 - 2138, 1998.

M’SAO_98 **R. M’Saoubi, J.-L. Lebrun, B. Changeux,** “A new method for cutting tool temperature measurement using CCD infrared technique : influence of tool and coating”, *Machining Science and Technology*, Vol. 2, pp. 369 - 382, 1998.

M’SAO_99 **R. M’Saoubi, J. C. Outeiro, B. Changeux, J. L. Lebrun, A. Morao Dias,** “Residual stress analysis in orthogonal machining of standard and resulfurized AISI 316L steels”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 96 (1-3), pp. 225 - 233, 1999.

M’SAO_04 **R. M’Saoubi, H. Chandrasekaran,** “Investigation of the effects of tool micro-geometry and coating on tool temperature during orthogonal turning of quenched and tempered steel”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 44 (2-3), pp. 213 - 224, 2004.

PARK_99 **K.Y. Park, J.H. Choi, D.G. Lee,** “Delamination - free and high efficiency drilling of carbone reinforced plastics”, *Journal of Composite Materials*, Vol. 29 (15), 1999.

PERS_97 **E. Persson, I. Eriksson et L. Zackrisson,** “Effects of hole machining defects on strength and fatigue life of composites laminates”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 28 (2), pp. 141 - 151, 1997.

PRAM_07 **A. Pramanik, L.C. Zhang, J.A. Arsecularatne,** “An FEM investigation into the behavior of metal matrix composites: Tool–particle interaction during orthogonal cutting”, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 47 (10), pp. 1497 - 1506, 2007.

PIQU_99 **R. Piquet,** “Contribution à l'étude des réparations provisoires structurales aéronautiques ; Étude du perçage de plaques minces en carbone/époxy”, Thèse de Doctorat n°3339, UPS Toulouse III, 1999.

PIQU_00a **R. Piquet, B. Ferret, F. Lachaud, P. Swider,** “Experimental analysis of drilling damage in thin carbon/epoxy plate using special drills”, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 31 (10), pp. 1107 - 1115, 2000.

PIQU_00b **R. Piquet, F. Lachaud, B. Ferret, P. Swider,** “Étude analytique et expérimentale du perçage de plaques minces en carbone/époxy”, *Mécanique et Industries*, Vol. 1, pp. 105 - 111, 2000.

RAPI_54 **A.C. Rapier,** “A theoretical investigation of the temperature distribution in the metal cutting process”, *British Journal of Applied Physics*, Vol. 5, pp. 400 - 405, 1954.

RAMU_99 **M. Ramulu,** “Cutting-edge wear of polycrystalline diamond inserts in machining of fibrous composite material”, Machining of Ceramics and Composites, Manufacturing Engineering and Material Processing, Dekker, 1999.

ROBI_91 **M. Robinault,** “Contribution à l’usinage des matériaux composites”, DEA Génie Mécanique, Laboratoire Matériaux, Ecole Centrale Nantes, 1991.

ROSS_71 **S. Rossetto, U. Koch,** “An investigation of temperature distribution on tool flank surface”, Annals of the CIRP, Vol. 14, pp. 551 - 557, 1971.

SADA_96 **A.B. Sadat,** “Prediction of delamination load in drilling of graphite/epoxy composites”, *Engineering Systems Design and Analysis*, Vol. 3, pp. 21 - 26, 1996.

SANJ_05 **C. Sanjay, M.L. Neema, C.W. Chin,** “Modeling of tool wear in drilling by statistical analysis and artificial neural network”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 170 (3), pp. 494 - 500, 2005.

SANT_87 **G. Santhanakrishnan, R. Krishnamurthy, S.K. Malhorta,** “Machinability characteristics of fiber reinforced plastics composites”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 17, 195 - 204, 1987.

SCHU_97 **H. Schulz,** “Fraisage grande vitesse des matériaux métalliques et non métalliques”, Sofetec, Chapitre 4.7, pp. 175 - 201, 1997.

SREE_99 **P.S. Sreejith, R. Krishnamurthy, K.Narayanasamy, S.K. Malhotra**, “Studies on the machining of carbon/phenolic ablative composites”, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 88, pp. 43 - 50, 1999.

STEP_93 **D.A. Stephenson,** “Tool-work thermocouple temperature measurements – Theory and implementation issues”, *Journal of Engineering for Industry*, pp. 432 - 437, 1993.

TAGL_90 **V. Tagliaferri, G. Caprino, A. Diterlizzi,** "Effect of drilling parameters on the finish and mechanical properties of GFRP composites", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 30 (1), pp. 77 - 84, 1990.

TANG_88 **J. C. Tanguy,** "Guide du perçage au foret hélicoïdal", C.E.T.I.M, 1988.

TASD_08 **B. Tasdelen, T. Wikblom, S. Ekered,** "Studies on minimum quantity lubrication (MQL) and air cooling at drilling", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 200 (1-3), pp. 339 - 346, 2008.

TAY_76 **A.O. Tay, M.G. Stevenson, G. De Vahl Davis, P.L.B. Oxley,** "A Numerical Method for Calculating Temperature Distributions in machining, from Force and Shear angle Measurements", *International Journal of Machine Tool Design and Research*, Vol. 16 (4), pp. 335 - 349, 1976.

TREN_81 **E.M. Trent, E.F. Smart,** "Distribution de la température dans les outils de coupe des aciers", *Matériaux et Techniques*, pp. 291 - 293, 1981.

TREN_88 **E.M. Trent,** "Metal Cutting and the Tribology of Seizure: III Temperature in Metal Cutting", *Wear*, Vol. 128, pp. 65 - 81, 1988.

TRIG_63 **K.J. Trigger,** "Temperatures in machining and their importance", International Production Engineering Research Conference, ASME, pp. 95 - 101, 1963.

TSAO_05 **C.C. Tsao, H. Hocheng,** "Effects of exit back-up on delamination in drilling composite materials using a saw drill and a core drill", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol. 45 (11), pp. 1261 - 1270, 2005.

TSAO_07a **C.C. Tsao, H. Hocheng,** "Parametric study on thrust force of core drill", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 192 - 193, pp. 37 - 40, 2007.

TSAO_07b **C.C. Tsao, H. Hocheng,** "Effect of tool wear on delamination in drilling composite materials", *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 49 (8), pp. 983 - 988, 2007.

TSAO_08 **C.C. Tsao, H. Hocheng,** "Evaluation of thrust force and surface roughness in drilling composite material using Taguchi analysis and neural network", *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 203 (1-3), pp. 342 - 348, 2008.

VENU_07a **G. Venu Gopala Rao, P. Mahajan, N. Bhatnagar,** "Micro-mechanical modeling of machining of FRP composites – Cutting force analysis", *Composites Science and Technology*, Vol. 67 (3-4), pp. 579 - 593, 2007.

VENU_07b **G. Venu Gopala Rao, P. Mahajan, N. Bhatnagar,** "Machining of UD-GFRP composites chip formation mechanism", *Composites Science and Technology*, Vol. 67 (11-12), pp. 2271 - 2281, 2007.

WANG_95 **D.H. Wang, M. Ramulu, D. Arola,** "Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part I: unidirectional laminate", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 35 (12), pp. 1623 - 1638, 1995.

WEIN_55 **J.H. Weiner,** "Shear plane temperature distribution in orthogonal cutting", Transaction of ASME, Vol. 77, pp. 1331 - 1341, 1955.

WERN_95 **M.C. Wern, M. Ramulu,** "Machinig mechanics in fiber reinforced plastics", Machinig of Advenced Materials, ASME, 1995.

WRIG_78 **P.K. Wright,** "Correlation of tempering effects with temperature distribution in steel cutting tools", *Journal of Engineering*, Vol. 100, pp. 131 - 136, 1978.

ZITO_05 **R. Zitoune, F. Collombet, F. Lachaud, R. Piquet, P. Pasquet,** "Experiment - calculation comparison of the cutting conditions representative of the long fiber composite drilling phase", *Composites Science and Technology*, Vol. 65 (3-4), pp. 455 - 466, 2005.

ZITO_07 **R. Zitoune, F. Collombet,** "Numerical prediction of the thrust force responsible of delamination during the drilling of the long-fibre composite structures", *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 38 (3), pp. 858 - 866, 2007.

Publications et communications faites dans le cadre de cette thèse :

Daniel Iliescu, Daniel Gehin, Mohammed Nouari, Franck Girot, " **«** Damage modes of the aeronautic multidirectional carbon/epoxy composite T300/914 in machining **»** ", *International Journal* of *Materials and Product Technology*, Vol. 32, No. 2/3, pp.118-135, 2008.

D. Iliescu, D. Géhin, M. Nouari and F. Girot, " **«** Impact of a diamond coating on tool wear behaviour during dry machining of a multidirectional composite materials **»** ", *Journal de Physique IV*, Vol. 134, pp.1201-1206, 2006.

D. Iliescu, D. Géhin, M. Nouari and F. Girot, " **«** Tool failure modes in dry machining of the multidirectional carbon/epoxy composite T300/914 **»** ", *Fifth International conference on High Speed Machining*, 14-16 mars 2006 à Metz, France.

D. Géhin, D. Iliescu and F. Girot, " **«** Vibrations during High Speed Milling **»** ", *Sixth International Conference on HIGH SPEED MACHINING*, 20-22 mars 2007 à San Sebastian, Espagne.

D. Géhin, B. Larregain, D. Iliescu and F. Girot, " « High Speed Drilling : Vibration Behaviour » ", *Sixth International Conference on HIGH SPEED MACHINING*, 20-22 mars 2007 à San Sebastian, Espagne.

S. Adili, D. Géhin, M. Boujelbene, D. Iliescu et F. Girot, " « Etude de la stabilité en rainurage à grande vitesse d'un alliage d'aluminium » ", *CRATT'2007*, 14 -15 novembre 2007 à Radès, Tunisie.

ANNEXES

Annexe 1 : Caractérisation des outils pour la détermination du flux

1. Principe de la caractérisation

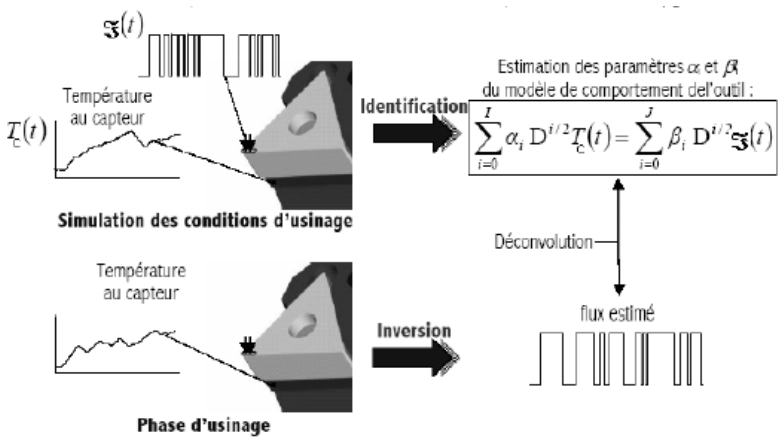


Figure 1- 1 Principe de l'identification de la fonction de transfert thermique.

Figure 1- 2 Outil et micro-four servant à la phase de calibrage.

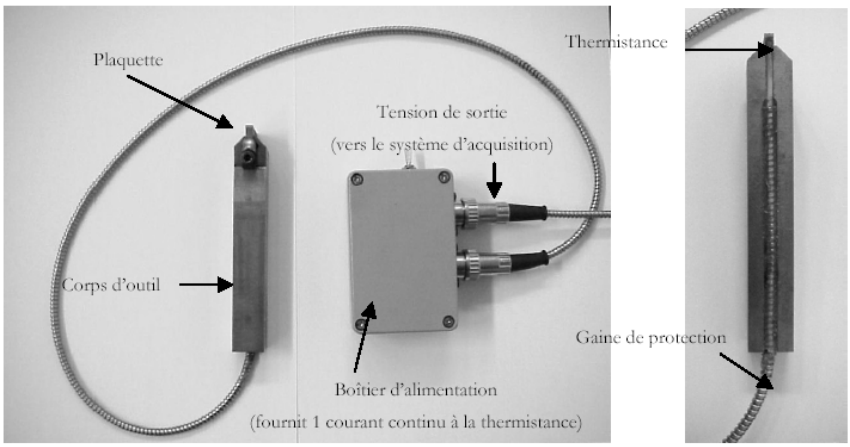


Figure 1- 3 Outil instrumenté et boîtier d'alimentation.

2. Outil 0°
2.1. Caractérisation de l'Outil 0°

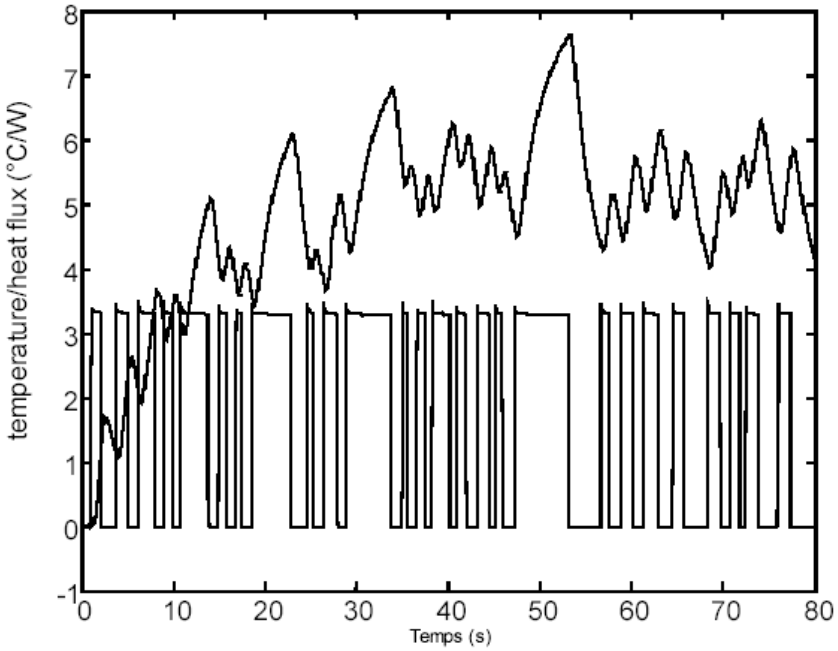


Figure 2- 1 Enregistrement des signaux d'entrée (flux) et de sortie (température du capteur) pour l'identification des paramètres du modèle pour l'outil 0°.

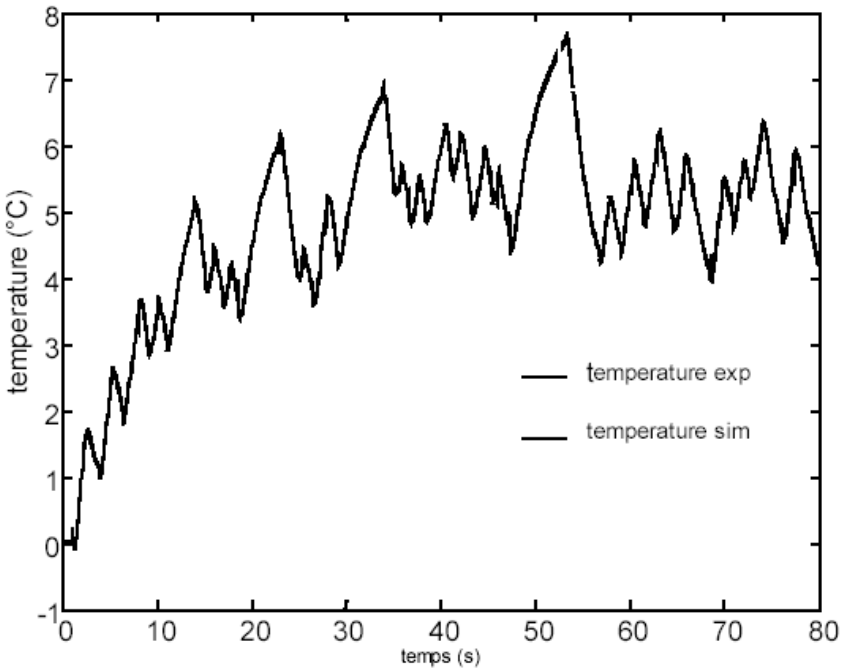


Figure 2- 2 Températures du capteur mesurée et simulée à partir du modèle identifié pour l'outil 0°.

2.2. Paramètres du modèle : outil 0°

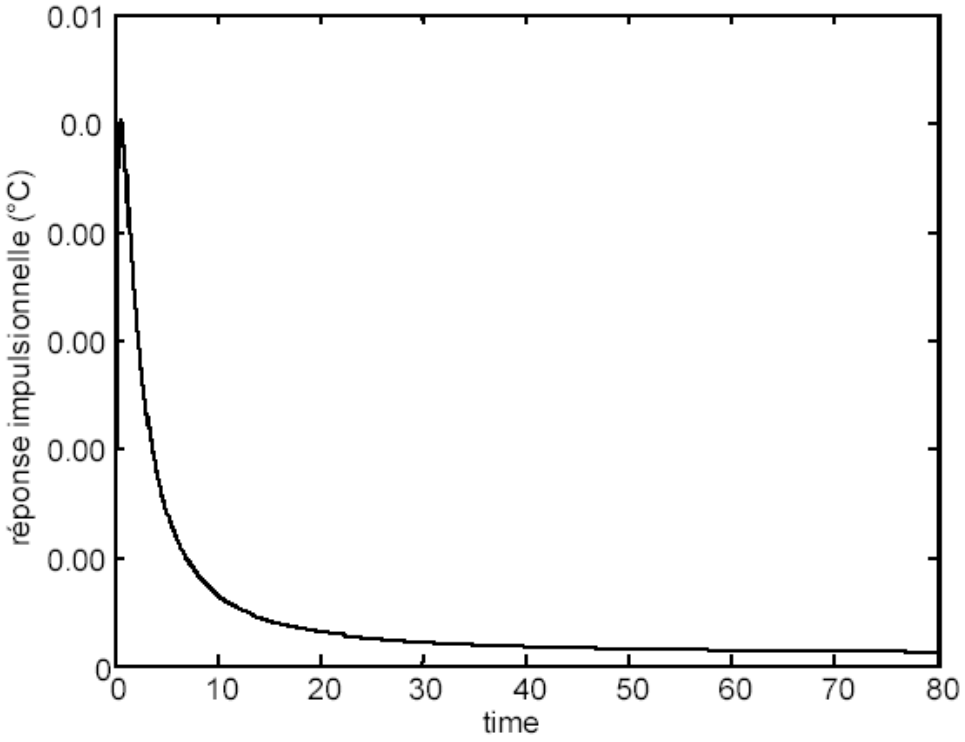


Figure 2- 3 Réponse impulsionnelle générée à partir du modèle identifié, outil 0°.

num	1.7925440492827882e+000	-1.3217268291341087e+000	2.5872372277302647e-001	
den	-2.4346293435831053e-002	6.5478224936447149e-001	7.9134098245789142e-001	1.0000000000000000e+000

Tableau 2- 1 Valeur des paramètres de la fonction de transfert, outil 0°.

$$\left[1 + 0{,}79\, D^{1/2} + 0{,}65\ D^{1} - 0{,}024\, D^{3/2}\right] T(t) = \left[0{,}258 - 1{,}32\, D^{1/2} + 1{,}79\, D^{1}\right] \mathfrak{I}(t)$$

2.3. Validation du modèle : outil 0°

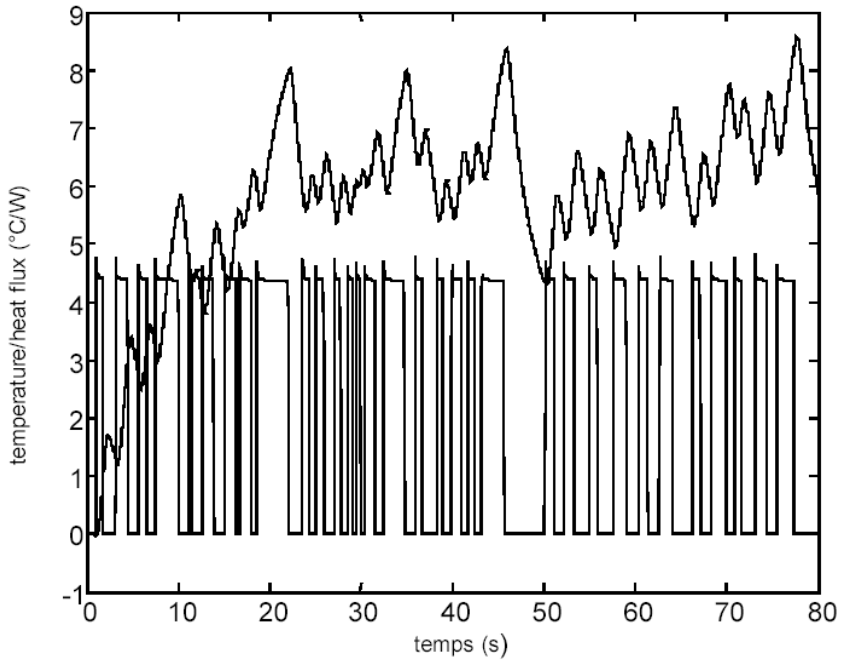


Figure 2- 4 Enregistrement des signaux d'entrée (flux) et de sortie (température du capteur) pour validation des paramètres du modèle pour l'outil 0°.

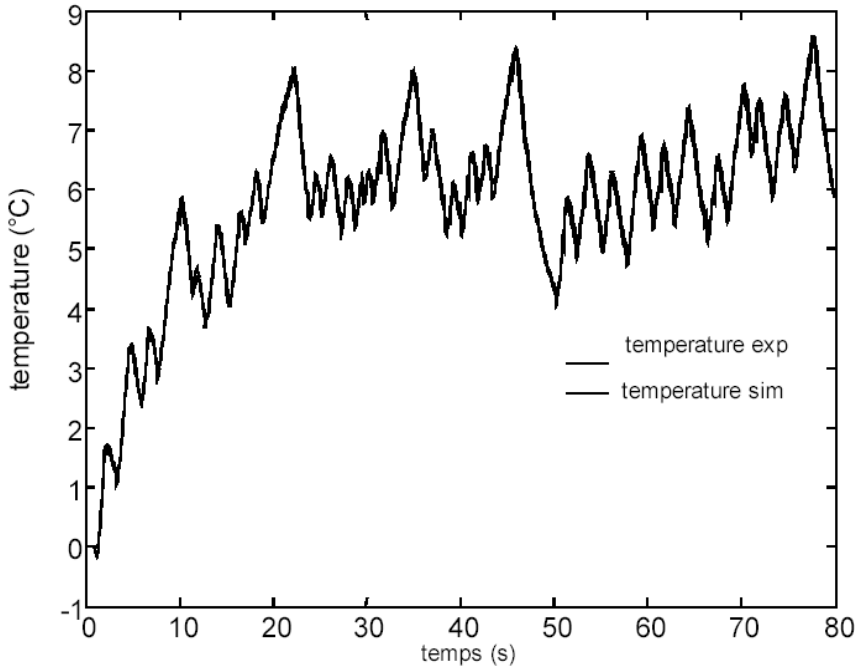
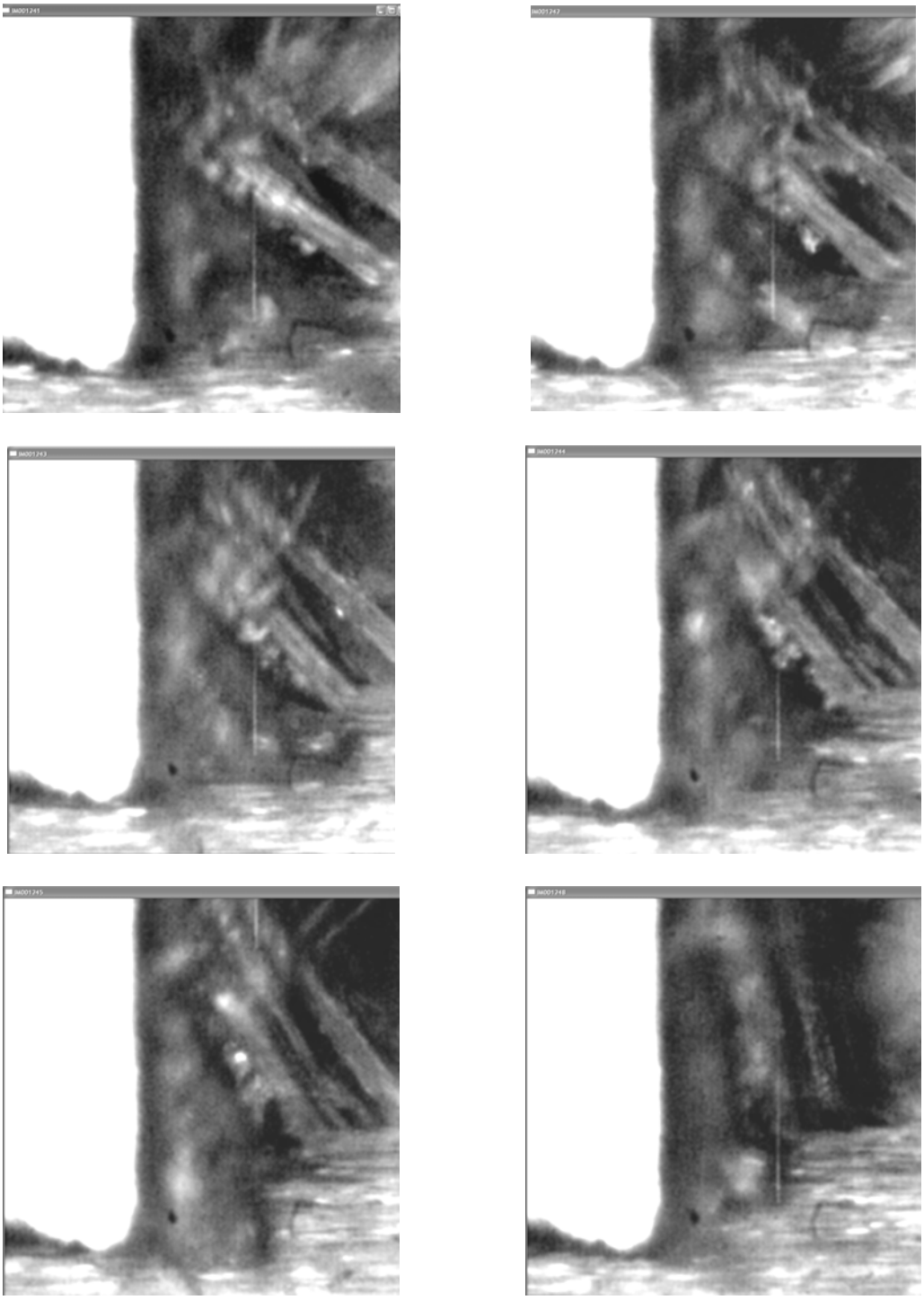


Figure 2- 5 Températures du capteur mesurée et simulée à partir du modèle identifié pour l'outil 0°.

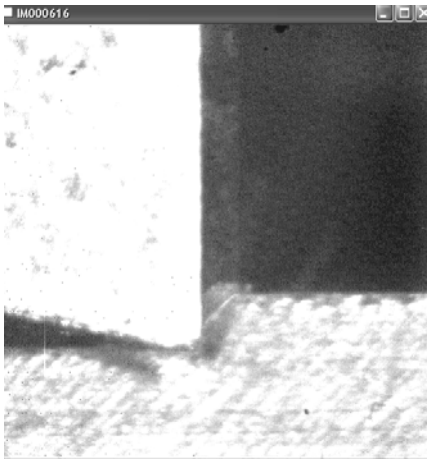
Annexe 2 : Images obtenues par camera vidéo rapide

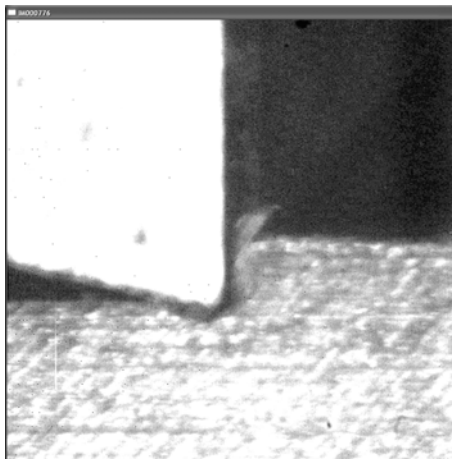
Composite unidirectionnel orienté à 0°

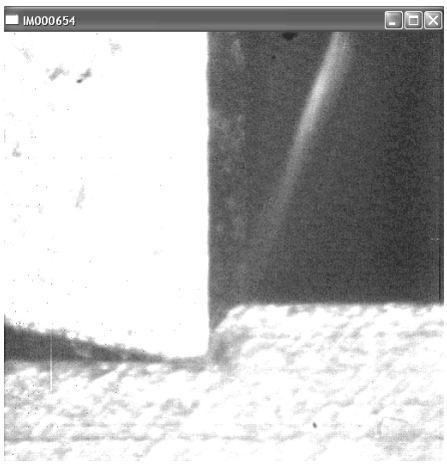


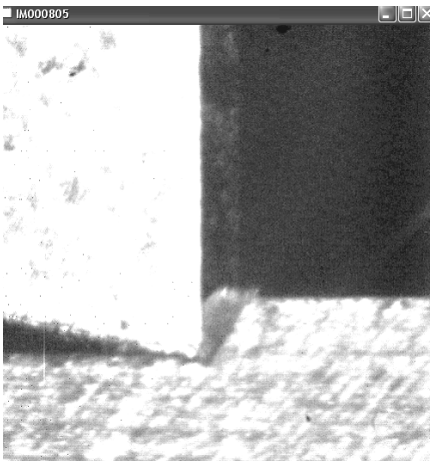
V_c = 6 m/min, f = 0,2 mm, α = 0°

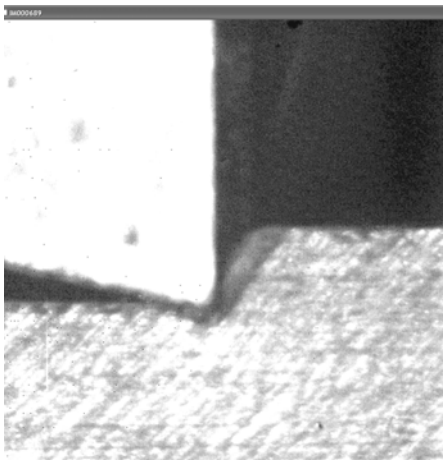
Composite unidirectionnel orienté à 45°

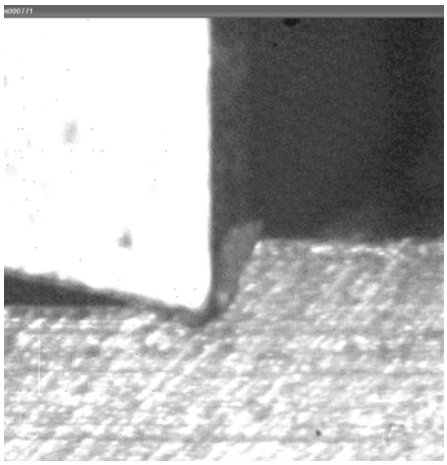






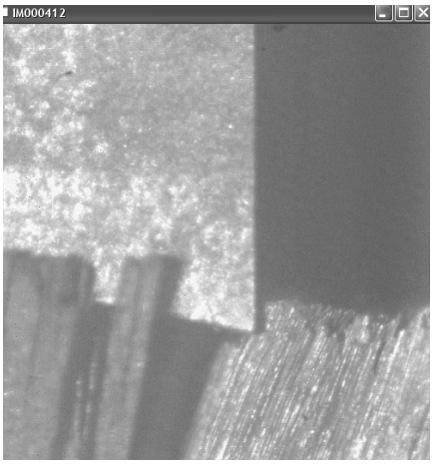


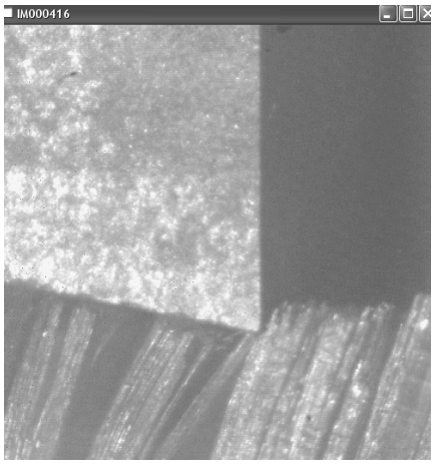


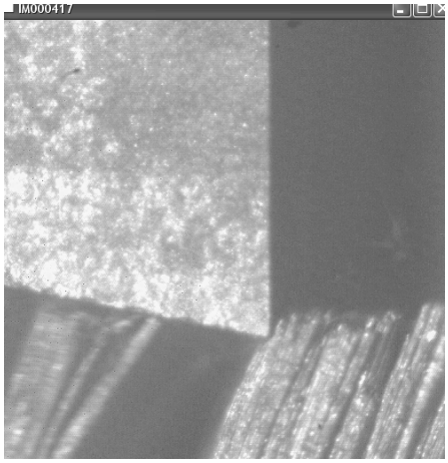


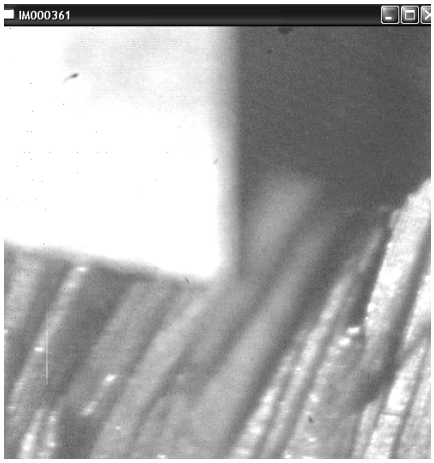
V_c **= 6 m/min,** f **= 0,2 mm,** α **= 0°**

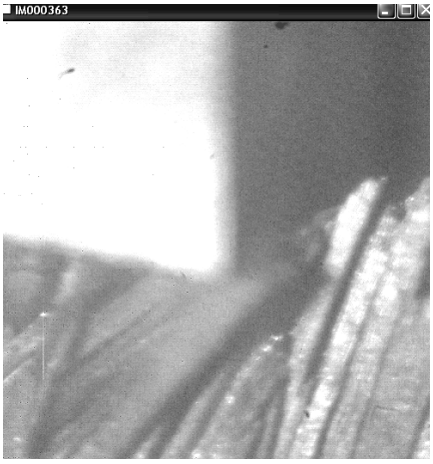
Composite unidirectionnel orienté à 90°

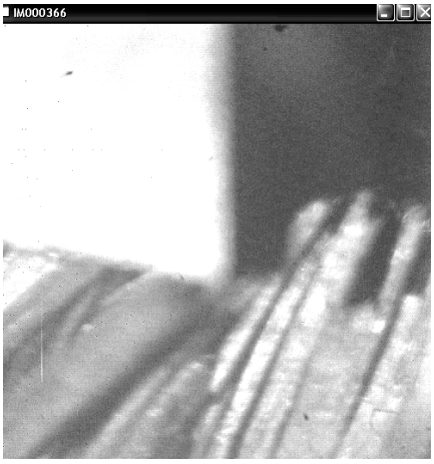






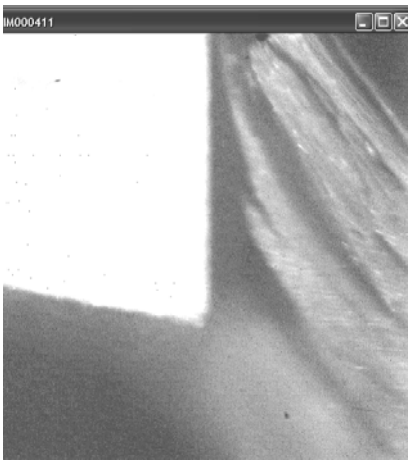


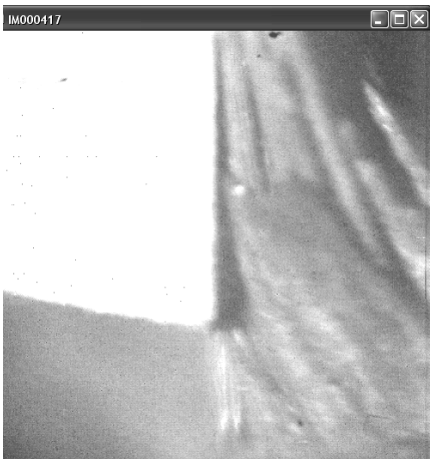




V_c = 6 m/min, f = 0,2 mm, α = 0°

Composite unidirectionnel orienté à -45°



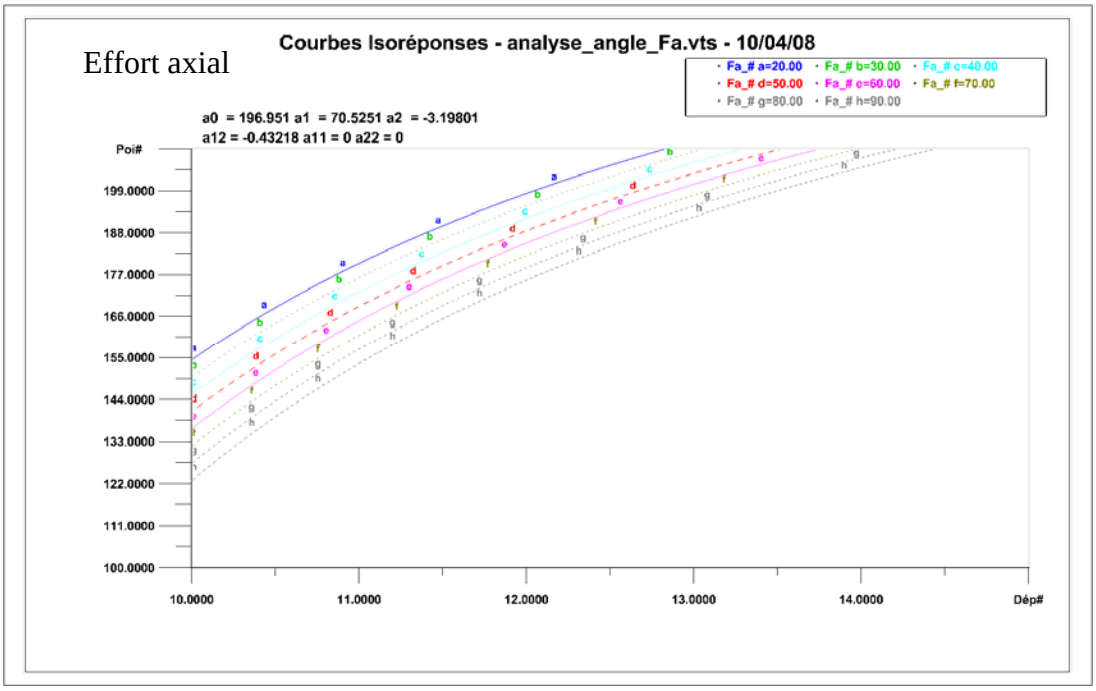


V_c = 6 m/min, f = 0,2 mm, α = 0°

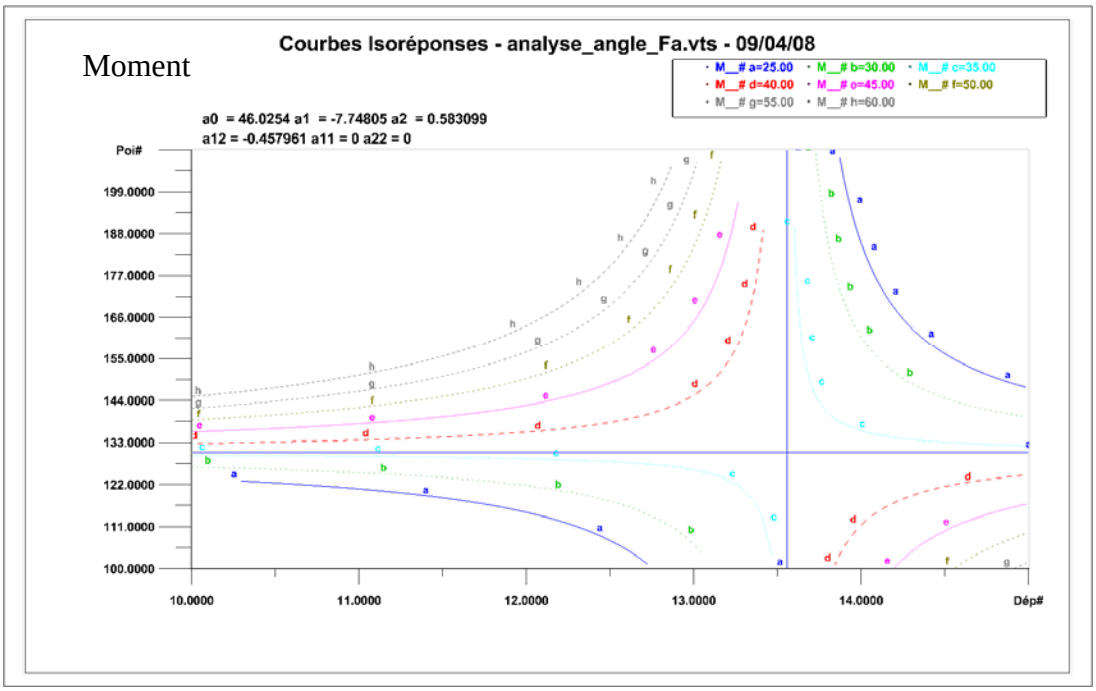
Annexe 3 : Courbes isoréponses

Courbes Isoréponses pour Hélice fixée à 30° et conductivité thermique du diamant

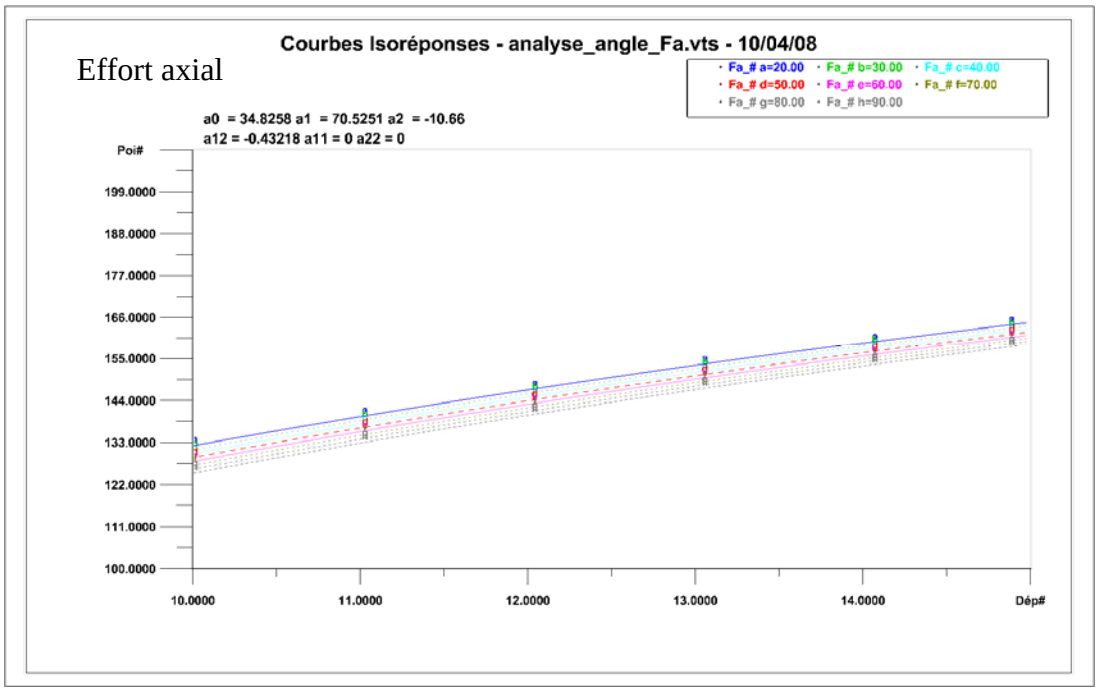
Effort axial

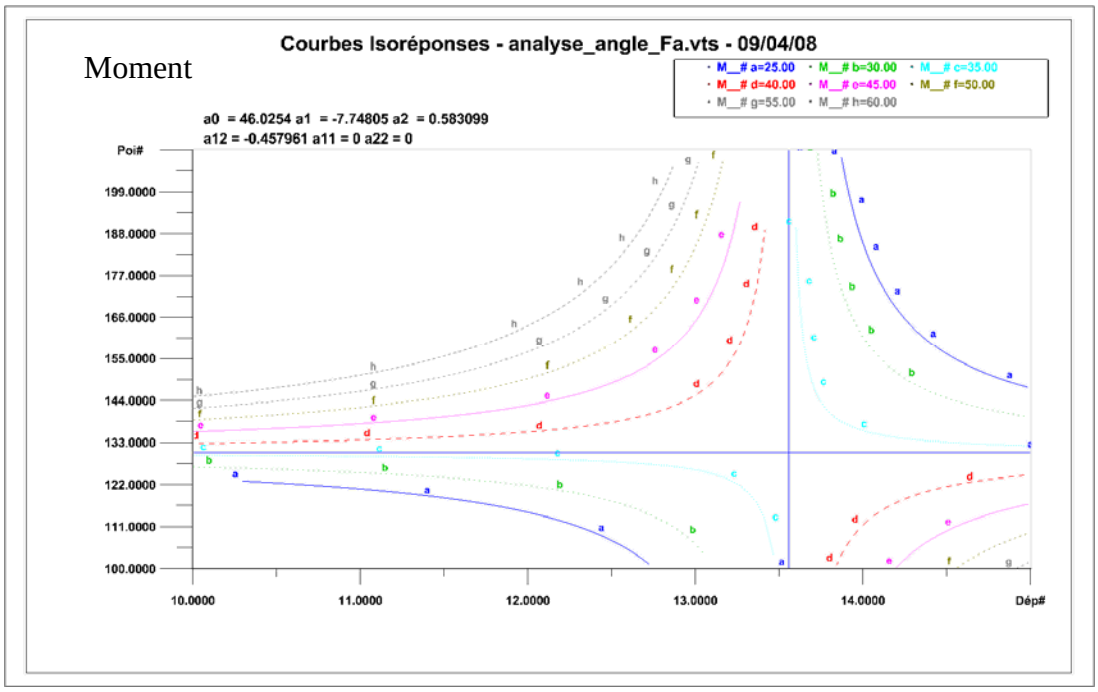


Moment

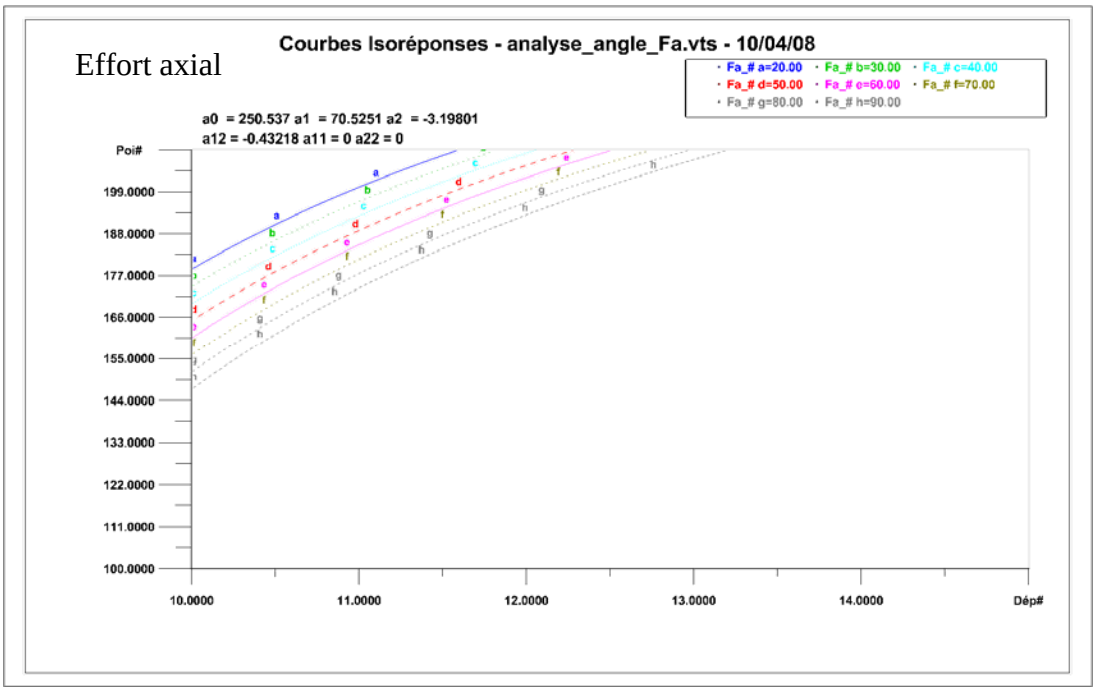


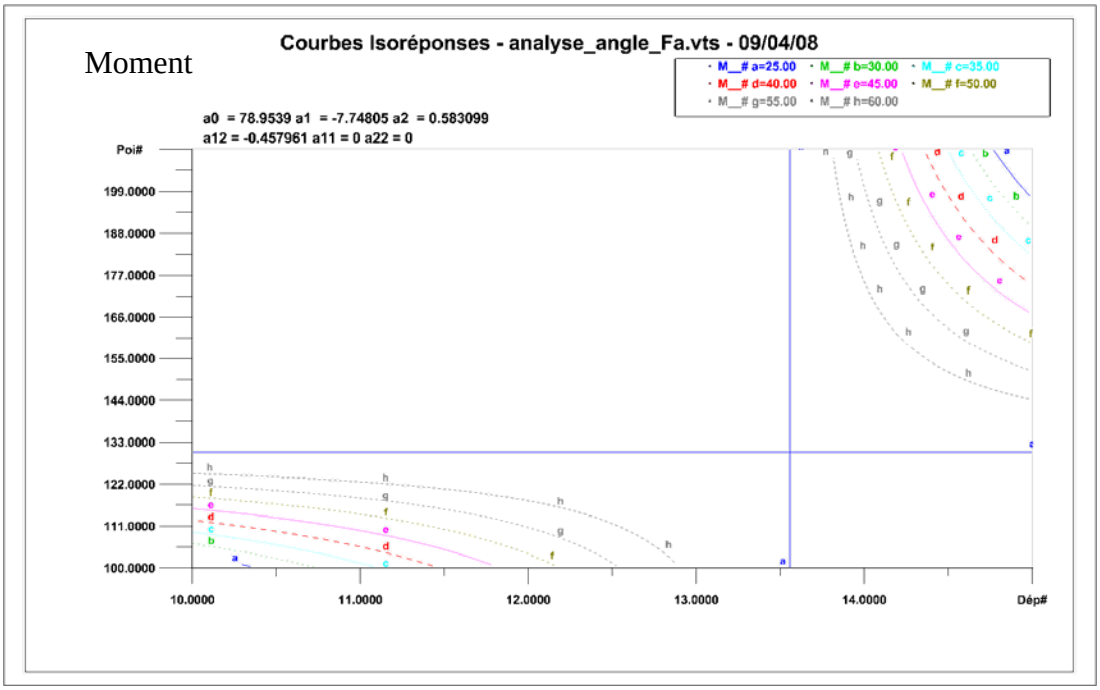
Courbes Isoréponses pour Hélice fixée à 35° et conductivité thermique du diamant



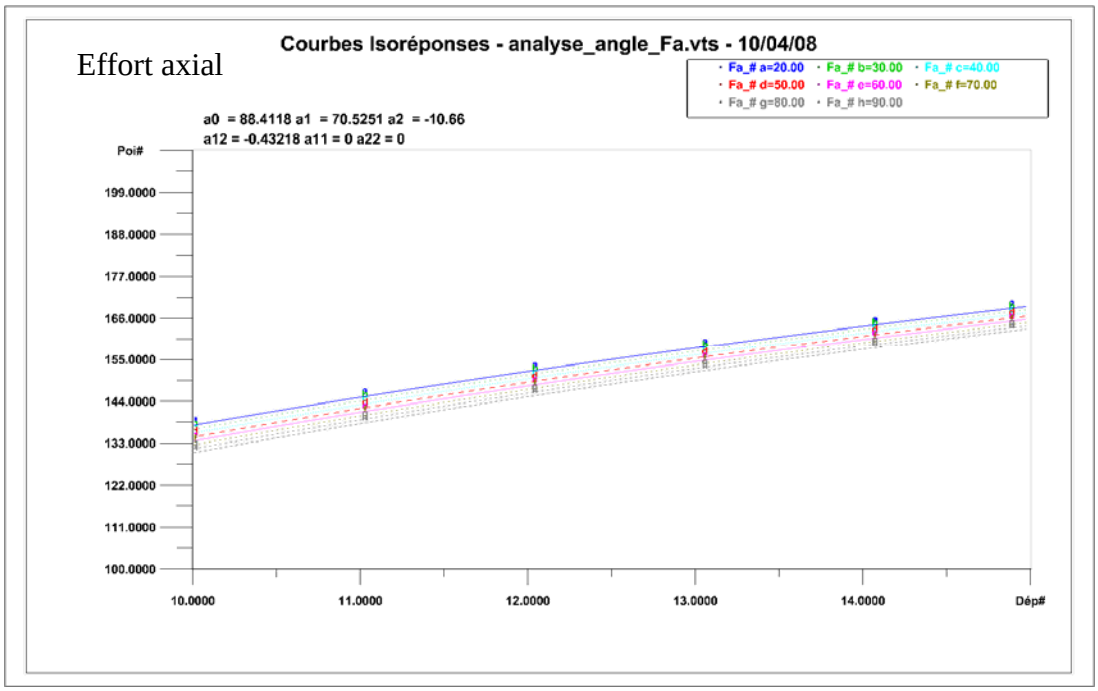


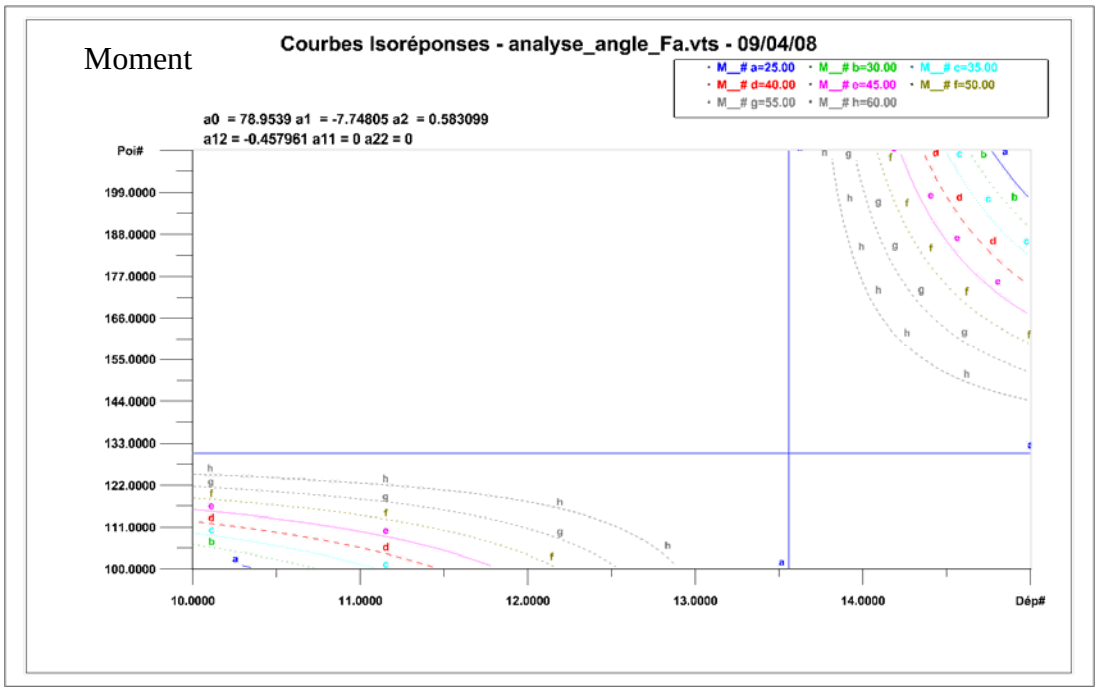
Courbes Isoréponses pour Hélice fixée à 30° et conductivité thermique du carbure





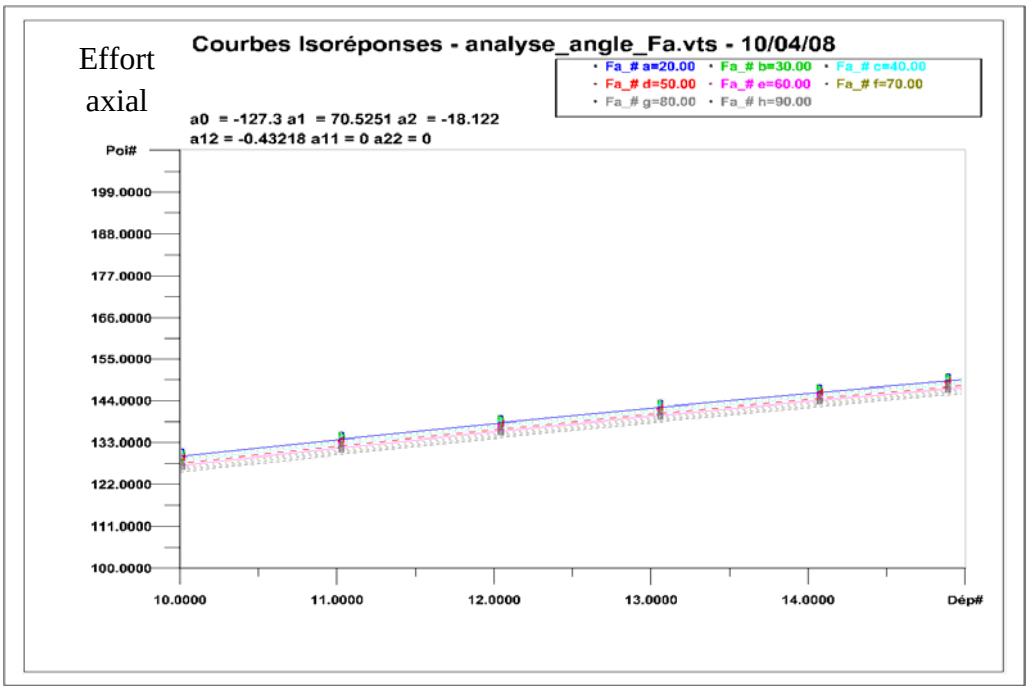
Courbes Isoréponses pour Hélice fixée à 35° et conductivité thermique du carbure



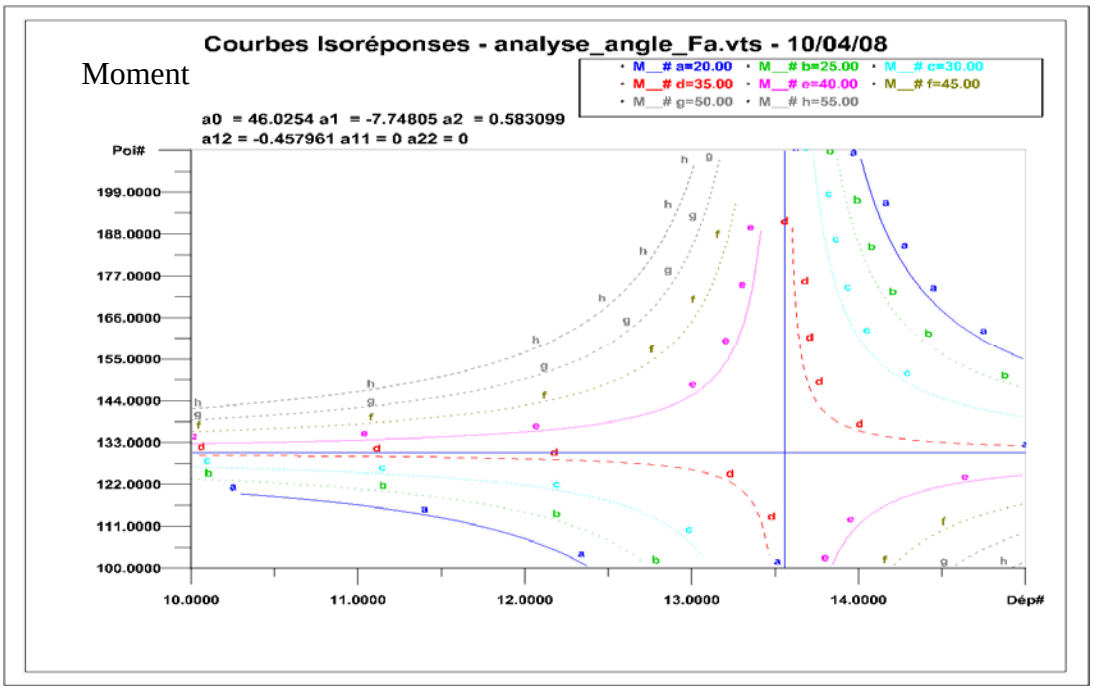


Courbes Isoréponses pour Hélice fixée à 40° et conductivité thermique du diamant

Effort axial

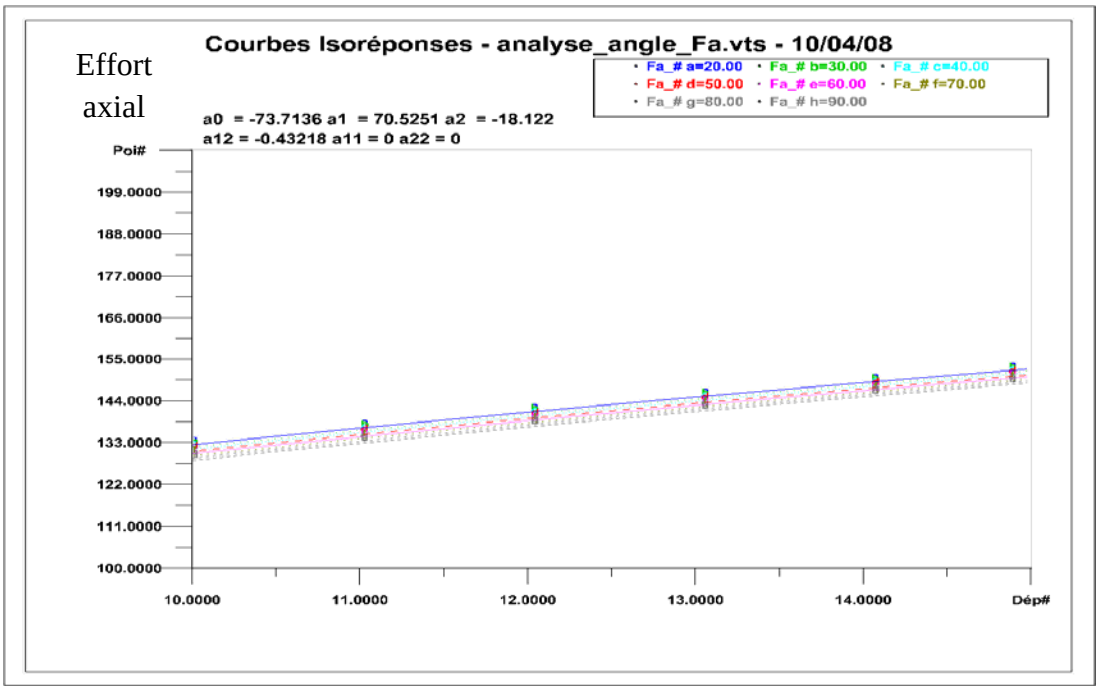


Moment

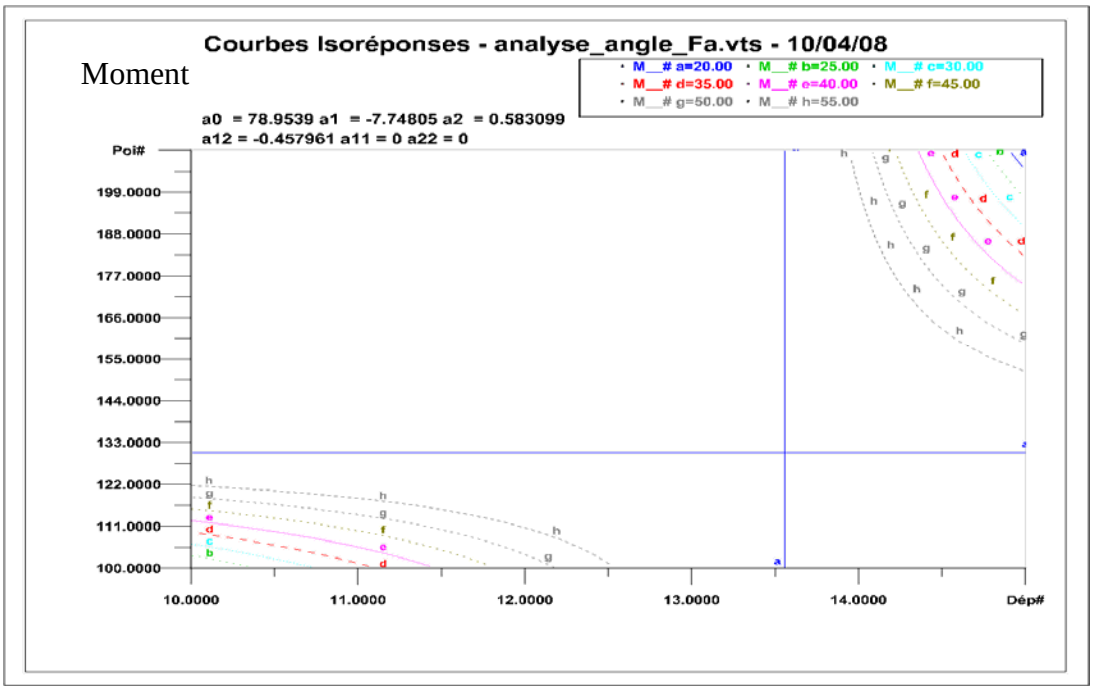


Courbes Isoréponses pour Hélice fixée à 40° et conductivité thermique du carbure

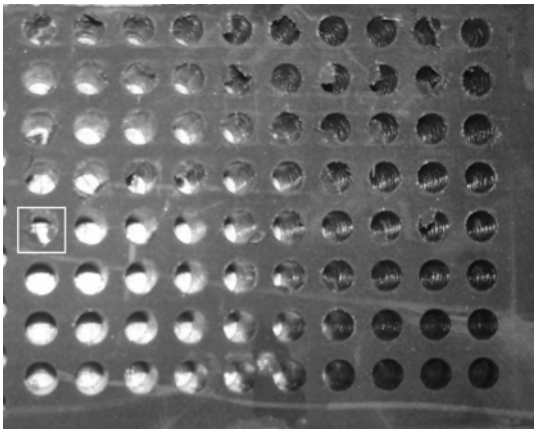
Effort axial



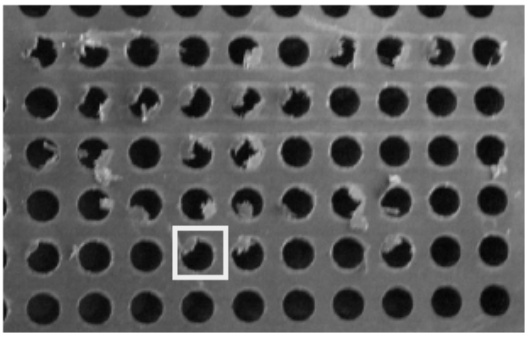
Moment



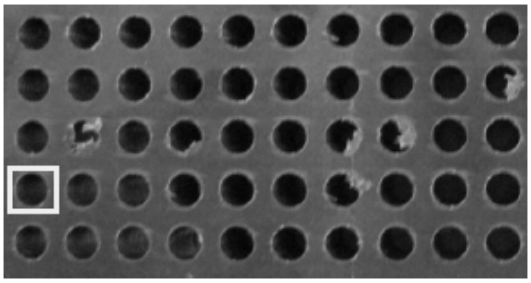
Annexe 4 : Résultats obtenus

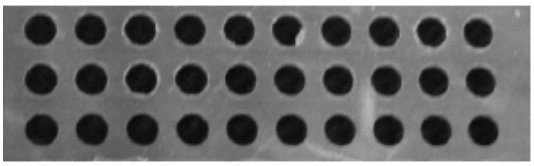


Outil de référence non revêtue DIAGER 22690

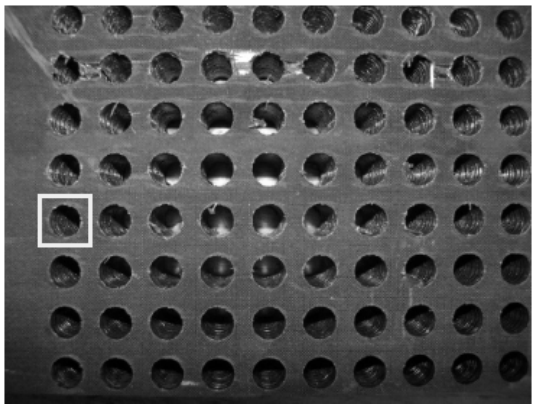


Outil PROTO 1

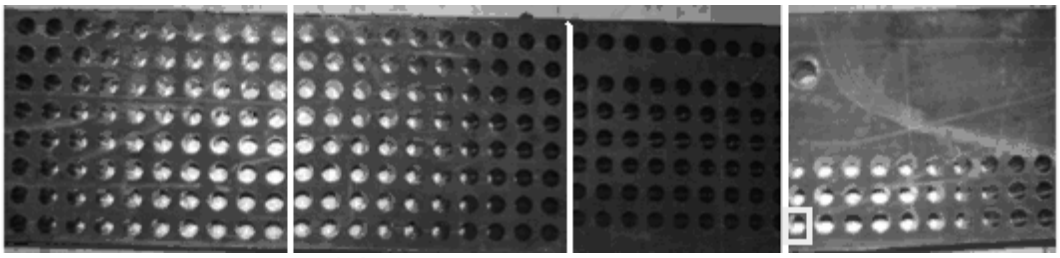




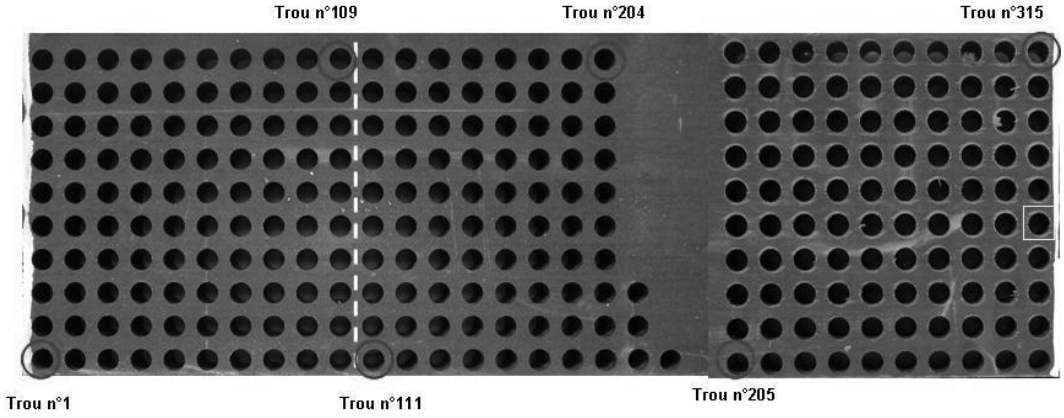
Outil PROTO 2



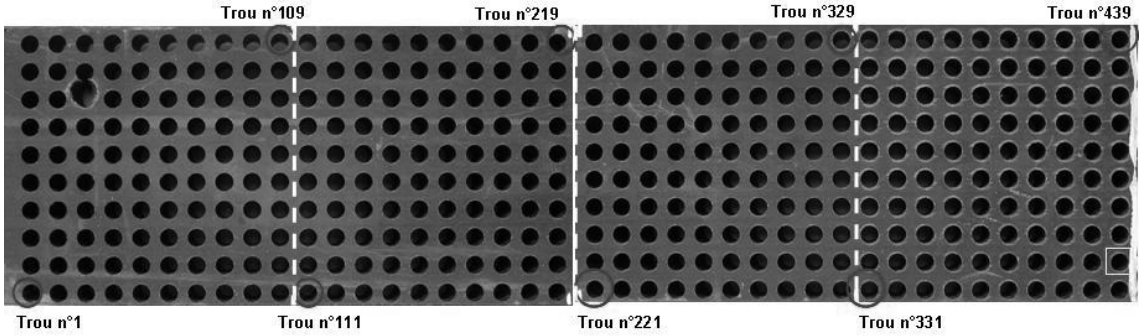
Outil PROTO 4



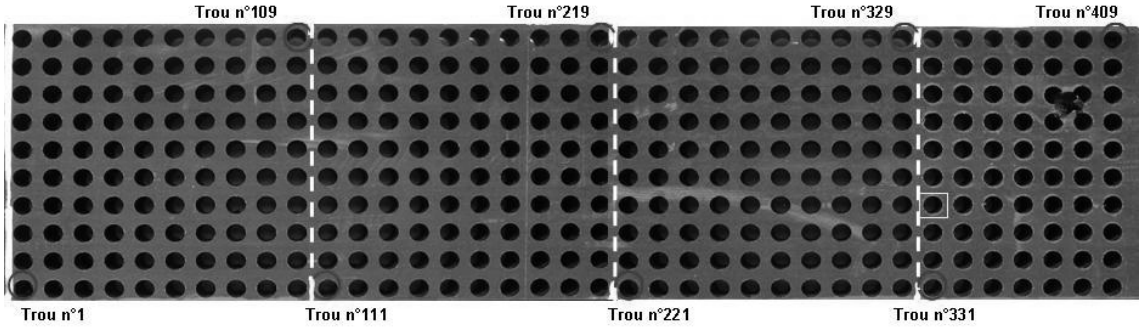
Outil de référence revêtu diamant DIAGER 22691



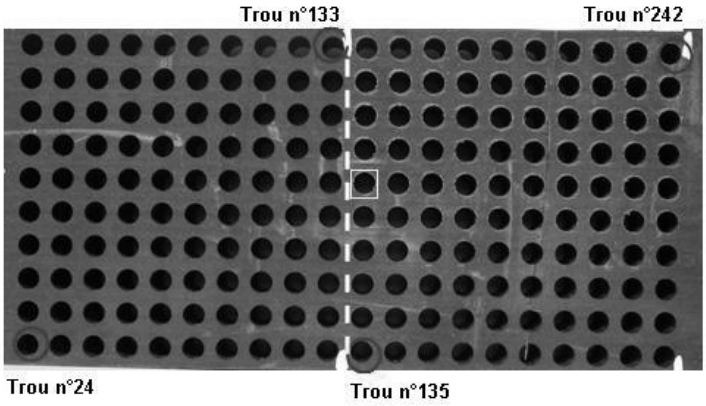
Outil PROTO 5 BS



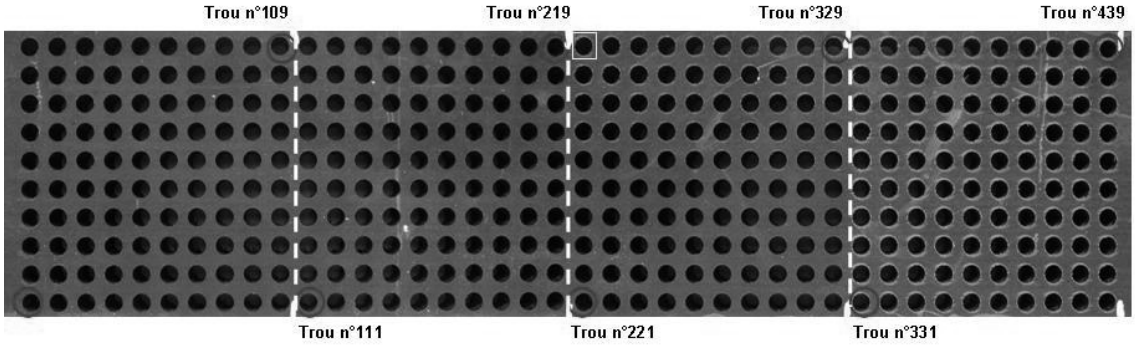
Outil PROTO 5 CN



Outil PROTO 6 CN



Outil PROTO 8 BS



Outil PROTO 8 CN

APPROCHES EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE DE L'USINAGE A SEC DES COMPOSITES CARBONE/EPOXY

RESUME: Le sujet de recherche proposé se présente comme une étude préliminaire à l'optimisation de l'usinage à sec des composites carbone/époxy. L'étude proposée traite de la compréhension des mécanismes d'endommagement des outils. Elle a pour but de déterminer les différents paramètres tribologiques de l'interface outil-pièce (efforts, température, frottement, rugosité) et de les confronter à l'usure des outils. Les opérations de coupe par enlèvement de matière génèrent des efforts et des gradients de température importants, d'où risques d'endommagements au niveau des surfaces usinées.
Un dispositif d'étude basé sur l'observation expérimentale de la formation du copeau (caméra vidéo rapide, mesure des efforts, calcul de flux thermique, coefficient de frottement) et la simulation numérique par la méthode des éléments discrets sont ensuite misent en place. La caractérisation physico-chimique réalisée à l'aide de techniques complémentaires d'analyse de surface (MEB, profilométrie optique) a permis d'identifier les différents types d'endommagement de l'outil et du composite. Une étude spécifique du perçage des composites a permis de visualiser les dommages créés par un foret et, après analyse, de proposer un outil mieux adapté. Le délaminage des derniers plis du composite, provoqué par la pénétration du foret est considéré comme le défaut majeur. Un modèle mathématique a permis de prévoir l'effort de pénétration du foret. Ce modèle a été validé par une procédure expérimentale. Une relation liant l'effort de pénétration aux conditions de coupe et à l'usure du foret a été proposée. La synthèse de l'étude fait apparaître l'intérêt industriel du travail. L'approche basée sur la détermination des efforts de coupe à l'aide de simulations numériques par la méthode des éléments discrets a permis de corréler les mécanismes de formation du copeau et d'enlèvement de matière. La justesse des simulations numériques est conditionnée par la capacité de la modélisation à prédire des efforts de coupe et une morphologie du copeau en accord avec l'expérimentation. Les simulations numériques ont conduit à l'obtention d'une bonne corrélation entre les prédictions et les résultats expérimentaux.

Mots-clés: *composite, usinage à sec, usure des outils, analyse de surface, délaminage, méthode des éléments discrets*

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL APPROACHES OF MACHINING OF DRY CARBON/EPOXY COMPOSITES

ABSTRACT: The research topic is a preliminary study for maximizing the dry machining of carbon/epoxy. The proposed study deals with understanding the mechanisms of damage tools. It aims to determine the parameters of the tribological interface tool-workpiece (forces, temperature, friction, roughness) and confront them with the tools wear. Cutting operations generate heat and strains, and cut surfaces are often affected by damages. A study based on experimental observation of the formation of the chip (high speed video camera, force measurement, heat flow calculation, friction coefficient) and numerical simulation by the discrete element method is then established. The surface analysis carried out using complementary techniques (SEM, optical profilometry) has identified the different types of damage.
A study of drilling composites allowed to view the damages created by a drill and to propose a best suited tool. The delamination of the last composite plies, caused by penetration of the drill is considered the major defect. A mathematical model can anticipate the penetration load of the drill. This model has been experimentally validated. A relation between the penetration load and cutting conditions and wear of drill has been proposed. The results of this study are interesting for the aeronautical industry. The approach based on the determination of loads through simulations using the discrete elements allowed correlating the formation mechanisms of the chip and removing material. The accuracy of numerical simulations depends on the ability to predict cutting loads and morphology of the chip in agreement with the experiment. Numerical simulations have led to obtaining a good correlation between predictions and experimental results.

Keywords: *composite, machining, tool wear, surface analysis, delamination, discrete element method*

ARTS ET MÉTIERS ParisTech