



HAL
open science

Étude expérimentale et simulation numérique de l'usinage des matériaux en nids d'abeilles : application au fraisage des structures Nomex® et Aluminium

Mohamed Jaafar

► **To cite this version:**

Mohamed Jaafar. Étude expérimentale et simulation numérique de l'usinage des matériaux en nids d'abeilles : application au fraisage des structures Nomex® et Aluminium. Matériaux. Université de Lorraine, 2018. Français. NNT : 2018LORR0303 . tel-02110350

HAL Id: tel-02110350

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-02110350v1>

Submitted on 25 Apr 2019

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.



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

Remerciement

Je souhaite remercier tous les membres du Labcom ANR LARIOPAC pour avoir accompagné mes travaux et particulièrement mon équipe d'encadrement. Je remercie monsieur NOUARI Mohammed de m'avoir proposé ce sujet de thèse, d'avoir eu confiance en moi et d'avoir su me faire développer et exploiter aux mieux mes qualités. Mon codirecteur de thèse, monsieur MAKICH Hamid qui, par son enthousiasme inébranlable pour la recherche, ses discussions constructives et son humour m'a permis d'avancer dans la bonne humeur.

J'adresse aussi mes remerciements à Messieurs JACQUEMIN Frédéric, Professeur des Universités à l'université de Nantes, et GUILLAUMAT Laurent, Professeur des Universités à l'école nationale supérieure d'arts et métiers d'Angers, pour avoir accepté d'être les rapporteurs de ce travail. De la même manière, je tiens également à remercier Madame CALAMAZ Madalina, Maître de conférences à l'école nationale supérieure d'arts et métiers ParisTech, ainsi que Messieurs SOLDANI Xavier, Maître de conférences à l'Université Carlos III de Madrid, et MOUFKI Abdelhadi, Professeur des Universités à l'Université de Lorraine pour avoir accepté d'évaluer ce travail en faisant partie de mon jury de thèse.

Je remercie également toute l'équipe d'Evatec Tools pour leur engagement à la réussite de ce travail, et particulièrement M. Benjamin JULLIERE.

Un grand merci aux différentes personnes du Laboratoire LEM3 et notamment à Gaël LE COZ pour son aide.

Merci également à l'ensemble de mes collègues du laboratoire, et je pense notamment à mon collègue de bureau Issam BENCHEIKH, à l'ensemble de l'équipe de l'INSIC, actuels et anciens : Fabienne, Edith, Marylaure, Arnaud, Marc, Cyprien, Badis, François, Lanouar, Alain, Samir, Nawel, Sofiane, Faycel, Jean-Charles, Dominique, Ahmed, Chokri, Lhoucine. Merci à tous pour votre contribution à ce travail et à tous ceux et celles qui ont participé de près ou de loin à sa réussite.

Permettez-moi également d'exprimer mes remerciements et ma profonde gratitude à mes parents et mon frère pour leurs soutiens et encouragements, ainsi qu'à ma famille : amti Aïcha, Moustafa, Chédia, Ramzi, Hassan, Wiem pour leurs encouragements et leurs bienveillances, sans oublier les enfants : Inès, Yasmine et Jibril pour leur humour, leur joie de vivre et leur innocence des anges.

TABLE DES MATIERES

Remerciement.....	3
Introduction générale.....	8
I. Contexte de la thèse.....	8
II. Objectifs de la thèse et structure du manuscrit	8
Chapitre I : Structures en nid d’abeilles et leur mise en forme par usinage - Etude bibliographique.....	12
I. Applications des structures en nid d’abeilles dans l’industrie	14
II. Généralités sur les matériaux en nid d’abeilles.....	15
II.1. Description de la structure nid d’abeilles	15
II.2. Processus de fabrication des nids d’abeilles.....	17
II.2.1. Méthode d’expansion	17
II.2.2. Méthode de pré-ondulation.....	17
II.3. Caractéristique géométriques et mécaniques des structures en nid d’abeilles	18
III. Comportement mécanique des structures en nid d’abeilles.....	20
III.1. Comportement en compression.....	20
III.2. Comportement en cisaillement et en compression combinés	27
IV. Modélisation numérique du comportement des matériaux en nid d’abeilles.....	29
IV.1. Approches de modélisation pour les nids d’abeilles.....	29
IV.2. Critères de rupture	33
IV.2.1. Critères en contraintes maximales	33
IV.2.2. Critères interactifs	34
IV.2.3. Critères séparatifs.....	35
IV.3. Endommagement des matériaux composites et le concept de chute de rigidités	36
V. Usinage des matériaux nids d’abeilles.....	37
V.1. Opérations de parachèvement et mise en forme des nids d’abeilles.....	37
V.2. Outils pour l’usinage des matériaux en nid d’abeilles	39
V.3. Usinage par des méthodes conventionnelles.....	39
V.4. Difficultés rencontrées lors de l’usinage des matériaux nid d’abeilles.....	40
V.5. Importance de la qualité de surface des nids d’abeilles usinés	46
V.6. Modélisation de l’usinage des matériaux en nid d’abeilles	48
VI. Conclusion de l’analyse bibliographique	51
Chapitre II : Etude expérimentale de l’usinage des structures en nid d’abeilles.	54
I. Introduction	56
II. Dispositifs et protocoles expérimentaux	56

II.1. Matériaux étudiés	56
II.1.1. Matériaux d'âme en nid d'abeilles composite NOMEX®	57
II.1.2. Matériaux d'âme nid d'abeilles en aluminium	59
II.2. Machines et outils de coupe pour l'opération de fraisage du nid d'abeilles	61
II.3. Mesure des efforts d'usinage.....	64
II.4. Montage d'usinage	66
II.5. Moyens d'observation et de caractérisation	67
III. Réalisation des essais expérimentaux de fraisage	68
III.1. Etude statistique de l'usinage des structures en nid d'abeilles par plans d'expériences basés sur la méthode de Taguchi	69
III.1.1. Choix des variables indépendantes.....	69
III.1.2. Variables dépendantes	70
III.1.3. Mise en place du plan d'expériences.....	71
IV. Stratégie de qualification de la qualité d'usinage.....	72
IV.1. Caractérisation des défauts d'usinage pour le nid d'abeilles en Nomex®	73
IV.2. Caractérisation des défauts d'usinage pour le nid d'abeilles en aluminium.....	76
V. Conclusion	81
Chapitre III : Résultats expérimentaux	84
I. Fraisage des matériaux en nid d'abeilles composite Nomex®	86
I.1. Hiérarchisation de l'influence des paramètres d'usinage sur les efforts de coupe	87
I.2. Hiérarchisation de l'influence des paramètres sur l'état des surfaces usinées	90
II. Fraisage des matériaux en nid d'abeilles en aluminium	92
II.1. Hiérarchisation de l'influence des paramètres sur les efforts de coupe	93
II.2. Hiérarchisation de l'influence des paramètres sur l'état des surfaces usinées	95
III. Mécanismes physiques mis en jeu lors du fraisage du nid d'abeilles Nomex®.....	96
III.1. Processus de formation des copeaux lors du fraisage du Nomex®	96
III.2. Endommagement produit par la coupe en subsurface des pièces usinées	99
III.3. Evolution de l'état de surface usinée en fonction des conditions de fraisage.....	102
III.4. Evolution des efforts de coupe en fonction des conditions de fraisage	103
III.5. Evolution de l'usure des outils en fonction des conditions de fraisage	105
IV. Mécanisme physique mis en jeu lors du fraisage du nid d'abeilles en aluminium	111
IV.1. Processus de formation des copeaux lors du fraisage de nid d'abeilles aluminium	111
IV.2. Endommagement induit en subsurface des pièces usinées.....	112
IV.3. Evolution de l'état de surface usinée en fonction des conditions de fraisage.....	114
IV.4. Evolution des efforts de coupe en fonction des conditions de fraisage.....	116

IV.5. Evolution de l'usure des outils en fonction des conditions de fraisage.....	118
V. Conclusion	120
Chapitre IV : Simulation numérique de l'usinage des matériaux en nid d'abeilles.....	122
I. Introduction	124
II. Modélisation par élément fini de l'usinage des structures en nid d'abeilles	124
II.1. Simulation de l'opération du fraisage	124
II.2. Cas de l'usinage du Nomex®.....	126
II.2.1. Mise en données de la simulation 3D.....	126
II.2.2. Loi de comportement et critères de rupture adoptés.....	130
II.2.2.1. Approche élastoplastique isotrope	130
II.2.2.2. Approche élastoplastique orthotrope	132
II.2.2.3. Critères de rupture de Tsai-Wu et Hashin.....	135
II.2.3. Résultats de la simulation de l'usinage du nid d'abeilles en Nomex®	139
II.2.3.1. Analyse des efforts de coupe	139
II.2.3.2. Endommagement des parois du Nomex® et formation du copeau	142
II.2.3.3. Comparaison et validation des modèles.....	146
II.3. Cas de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium.....	150
II.3.1. Mise en données de la simulation numérique.....	150
II.3.2. Loi de comportement.....	152
II.3.3. Résultats de la simulation de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium.....	153
II.3.3.1. Analyse des efforts de coupe	153
II.3.3.2. Endommagement des parois en aluminium et mécanismes de formation de copeaux.....	154
II.3.3.3. Comparaison et validation des de la simulation numérique	159
III. Conception d'une nouvelle géométrie d'outil	163
IV. Conclusion.....	168
Conclusion générale et perspectives	170
Résumé.....	174
Abstract.....	175
Références bibliographiques	176

Introduction générale

I. Contexte de la thèse

Les travaux de cette thèse ont été réalisés dans le cadre d'un projet ANR Labcom intitulé L'Aboratoire de Recherche et Innovation des Outils pour les Procédés Avancés de Coupe entre 2014 et 2017. LARIOPAC est un projet de laboratoire commun regroupant une équipe de recherche public (LEMTA : Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique Appliquée, UMR CNRS 7563) et une structure privée (Groupe industriel Evatec Tools) spécialisée dans la conception et la fabrication des outils coupants, porte-outils, plaquettes de coupe, pièces d'usure en carbure de tungstène, et outils de frappe et d'emboutissage.

Le savoir-faire du laboratoire en modélisation et calcul numérique, et le savoir-métier de l'entreprise Evatec Tools en conception et fabrication, ont été déployés pour le développement de nouvelles géométries d'outils pour l'usinage des matériaux spéciaux comme les composites à fibres longues, les matériaux hybrides, et les nids d'abeilles. L'objectif à long terme pour l'entreprise est de gagner en productivité et compétitivité par la mise en place d'une nouvelle génération d'outils avec des géométries optimales plus résistantes à l'usure.

II. Objectifs de la thèse et structure du manuscrit

Les contraintes techniques de l'industrie aéronautique concernant le choix des matériaux sont orientées entre autres vers l'allégement des structures et la réduction de la consommation. Dans cette optique, les matériaux sandwichs à âme en nid d'abeilles sont de plus en plus employés pour leur rapport masse-rigidité-résistance particulièrement intéressant. Une structure sandwich est principalement élaborée de trois composants : les peaux, l'âme et l'adhésive. Chacun de ces éléments se caractérise par des propriétés mécaniques différentes, mais leur assemblage confère au matériau composite des propriétés mécaniques meilleures, [1]. Ces structures ont une grande rigidité en flexion et torsion. L'âme de la structure sandwich résiste aux contraintes de cisaillement et de compression hors plan. Les peaux supportent quant à elles les efforts dans leur plan.

De multiples variétés de composites sandwichs existent sur le marché. L'utilisation des structures aux âmes en nid d'abeilles composites ou alliages métalliques a encore progressé ces dernières années pour les nouvelles générations d'avions d'Airbus et de Boeing (A350 et B787 Dreamliner). Cette expansion soulève actuellement de plus en plus de questions pour la mise en forme par usinage de ces matériaux alvéolaires. En effet, l'hétérogénéité et l'anisotropie des matériaux d'âme en nid d'abeilles rendent extrêmement difficile l'obtention des pièces propres, de bonne qualité et sans défaut.

Du fait de sa fabrication et des contraintes liées à son utilisation, le matériau nid d'abeilles est composé de parois légères et souples, ce qui nécessite l'utilisation d'outils d'usinage spécifiques. Les principales difficultés qui accompagnent leur usinage sont liées aux propriétés structurales de l'âme alvéolaire. Il s'agit particulièrement de la faiblesse de rigidité en flexion locale des parois des cellules, la légèreté du matériau et sa faible densité. L'usure prématurée et excessive des outils, ainsi que les endommagements induits dans la pièce usinée (délaminage,

fibres non coupées, déchirure des parois, bavure, etc....) limitent davantage l'utilisation de ces matériaux.

La qualité de la surface usinée du nid d'abeilles conditionne les performances de la structure sandwich. Une mauvaise qualité de surface engendre systématiquement une mauvaise qualité de collage des peaux sur l'âme et d'assemblage de la structure sandwich qui verra systématiquement ses performances mécaniques se dégrader lors de la mise en service.

L'analyse bibliographique a montré que les études antérieures dans le domaine de la coupe des matériaux traditionnels ne sont pas extrapolables aux matériaux sandwichs en nid d'abeilles. La compréhension du comportement de ces matériaux et des phénomènes physiques gouvernant leur usinage n'est pas totalement acquise. L'identification et le contrôle de l'état de surface constituent également un challenge important pour la maîtrise de l'usinage des matériaux en nid d'abeilles. Devant le manque de travaux scientifiques sur l'usinage des nids d'abeilles, les investigations de la thèse vont concerner dans un premier temps la compréhension des mécanismes physiques et des interactions outil-matière. Pour cela, une approche scientifiquement rigoureuse est mise en place pour analyser le processus de formation des copeaux et identifier les modes d'endommagement induits par les différentes parties de l'outil lors de l'usinage. Dans un deuxième temps, une modélisation de ces phénomènes sera proposée pour prédire les grandeurs qui contrôlent l'usinage comme les efforts de coupe et d'avance, l'état de surface et l'endommagement induit. Les paramètres, tels que la géométrie de l'outil, les conditions de coupe, les caractéristiques mécaniques des constituants seront analysées et leur effet sur le procédé de coupe sera identifié grâce à la simulation numérique. Contrairement aux matériaux classiques (matériaux pleins), les nids d'abeilles ne sont assujettis à aucune norme. La phase expérimentale de la thèse a par conséquent nécessité la mise en place de nouveaux protocoles spécialement conçus pour l'usinage des matériaux alvéolaires. Les objectifs de l'étude se résument comme suit :

- Réalisation de l'usinage de deux structures nids d'abeilles en composites NOMEX® et en alliage d'aluminium. Mise en place des plans d'expériences pour l'étude de l'opération de fraisage. Mesures des différents paramètres d'usinage pendant l'essai. Identification des effets des paramètres opératoires sur l'usinage des matériaux nids d'abeilles et hiérarchisation de leur influence (étude statistique).
- Caractérisation du comportement des structures nids d'abeilles en fraisage et identification des modes d'endommagement,
- Appréhension des mécanismes physiques régissant la formation des copeaux et caractérisation des interactions outil / matériau,
- Mise en place d'un modèle éléments finis 3D pour décrire le comportement de ces matériaux lors de l'usinage et simuler le processus de formation des copeaux 3D.
- Enfin, identification des solutions techniques de mise en œuvre par usinage des nids d'abeilles compatibles avec les pratiques de notre partenaire industriel Evatec Tools et proposition d'une nouvelle géométrie d'outil.

Ce manuscrit est structuré en quatre chapitres, le premier dresse l'état de l'art des matériaux nids d'abeilles en présentant leurs caractéristiques géométriques et comportement

mécanique. Cette présentation générale est suivie par une analyse des techniques d'usinage des nids d'abeilles précisant les différents verrous scientifiques et technologiques qui entourent la mise en forme de ces matériaux. L'analyse bibliographique porte également sur l'interaction outil-matériau à la fois pour l'usinage des composites NOMEX® et pour les alliages d'aluminium. Ces deux matériaux constituant les parois du nid d'abeilles seront particulièrement étudiés dans cette thèse.

Le second chapitre présente en détail la démarche expérimentale déployée pour étudier l'usinabilité des structures en nid d'abeilles. Les différents matériaux et outils de coupe choisis pour l'étude y sont exposés. Le montage et les méthodes de mesure in-situ et ex-situ sont décrits dans ce chapitre. Une description complète des protocoles de qualification de la qualité de surface après usinage est également faite.

Le troisième chapitre est consacré à la réalisation des essais et la présentation des résultats des mesures acquises lors de l'usinage des nids d'abeilles NOMEX® et aluminium sous différentes conditions. Les tâches réalisées dans ce chapitre sont les suivantes :

- étude statistique basée sur la méthode Taguchi pour identifier l'influence des paramètres de coupe,
- étude paramétrique de la coupe de différents types de nid d'abeilles,
- suivi de la qualité des surfaces après usinage par deux protocoles de mesure,
- analyse de l'évolution de l'usure des outils de coupe et son influence sur la qualité des surfaces usinées,
- identification des performances des outils de fraisage,
- et enfin, analyse des défauts créés lors du passage de l'outil.

Le quatrième et dernier chapitre décrit la démarche de modélisation et les résultats des simulations numériques 3D de l'opération de fraisage des matériaux nids d'abeilles. Un comportement dédié pour chaque matériau et tenant compte du couplage élastoplastique-endommagement a été implémenté dans le code Abaqus explicit via la subroutine VUMAT. Dans le cas du fraisage du NOMEX®, deux critères de rupture (Hashin et Tsai-Wu) avec la chute de rigidité ont été exploités pour reproduire la formation des copeaux. Pour le nid d'abeilles en aluminium, un comportement ductile des parois avec endommagement de Johnson-Cook a été utilisé. A la fin de ce chapitre une confrontation entre les résultats numériques et ceux des essais expérimentaux est faite. L'exploitation du modèle a permis à la fin de la thèse de créer une nouvelle géométrie optimale. Cette dernière a été réalisée par Evatec Tools et puis validée par des essais de fraisage.

Chapitre I : Structures en nid d'abeilles et leur
mise en forme par usinage - Etude
bibliographique

Sommaire

Chapitre I : Structures en nid d'abeilles et leur mise en forme par usinage - Etude bibliographique.....	12
I. Applications des structures en nid d'abeilles dans l'industrie	14
II. Généralités sur les matériaux en nid d'abeilles.....	15
II.1. Description de la structure nid d'abeilles	15
II.2. Processus de fabrication des nids d'abeilles.....	17
II.2.1. Méthode d'expansion	17
II.2.2. Méthode de pré-ondulation.....	17
II.3. Caractéristique géométriques et mécaniques des structures en nid d'abeilles	18
III. Comportement mécanique des structures en nid d'abeilles.....	20
III.1. Comportement en compression.....	20
III.2. Comportement en cisaillement et en compression combinés	27
IV. Modélisation numérique du comportement des matériaux en nid d'abeilles	29
IV.1. Approches de modélisation pour les nids d'abeilles.....	29
IV.2. Critères de rupture	33
IV.2.1. Critères en contraintes maximales	33
IV.2.2. Critères interactifs	34
IV.2.3. Critères séparatifs.....	35
IV.3. Endommagement des matériaux composites et le concept de chute de rigidités	36
V. Usinage des matériaux nids d'abeilles.....	37
V.1. Opérations de parachèvement et mise en forme des nids d'abeilles.....	37
V.2. Outils pour l'usinage des matériaux en nid d'abeilles	39
V.3. Usinage par des méthodes conventionnelles.....	39
V.4. Difficultés rencontrées lors de l'usinage des matériaux nid d'abeilles.....	40
V.5. Importance de la qualité de surface des nids d'abeilles usinés	46
V.6. Modélisation de l'usinage des matériaux en nid d'abeilles	48
VI. Conclusion de l'analyse bibliographique	51

I. Applications des structures en nid d'abeilles dans l'industrie

Les structures sandwichs avec âme en nid d'abeilles (composites ou métalliques) apportent de nombreux avantages fonctionnels : meilleur rapport masse/rigidité, meilleure résistance mécanique, maintenance réduite, etc. Leur utilisation varie selon les besoins dans les domaines industriels tels que l'aéronautique, le nautisme, le sport et l'automobile, [2-4] (Figure I. 1).



Figure I. 1. Domaines d'utilisation des matériaux sandwichs en nid d'abeilles.

Le défi de concevoir des structures aussi légères que possible, sans abandonner une résistance assez importante, a vu l'émergence de ces matériaux dans la fabrication aéronautique. Par exemple, la structure de l'avion de transport militaire C-5A contient 2230 m² de matériaux sandwichs. La rigidité et la légèreté de ces matériaux lui ont permis de supporter une capacité maximale de cargaison de 100 tonnes et d'effectuer des trajets de 10000 km. La Figure I. 2 montre les principaux composants structuraux fabriqués en composite sandwich en nid d'abeilles, [5].

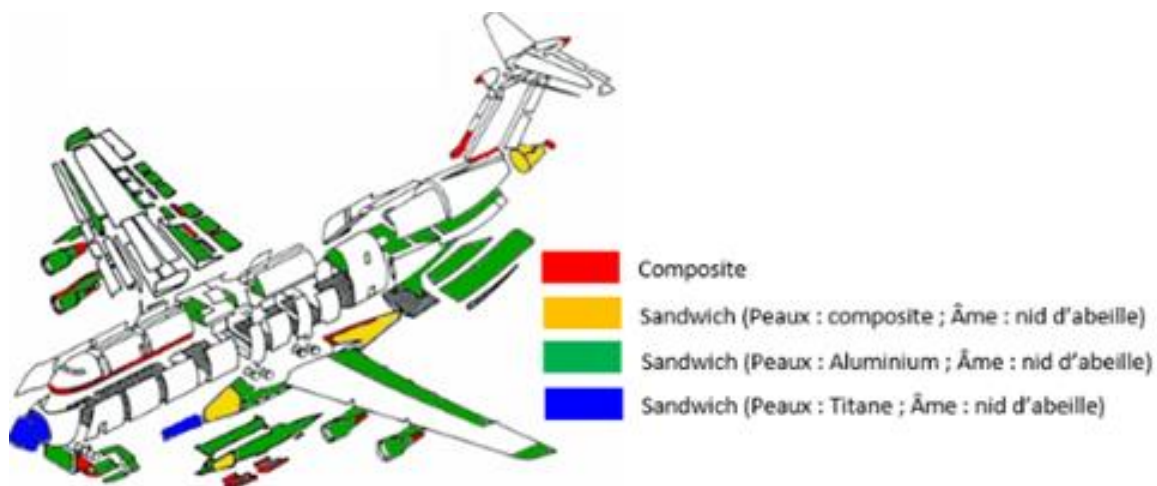


Figure I. 2. Répartition des matériaux sandwichs dans l'avion C-5A [5].

Par ailleurs, dans le domaine du transport en général et de l'automobile en particulier, les sandwichs en nid d'abeilles sont également utilisés. Dans le sport automobile par exemple, les

voitures de Formule 1 comportent plusieurs pièces en matériaux sandwichs à âme en nid d'abeilles : dans le système d'évacuation d'air du moteur, dans les colonnes le long de la ligne de toiture pour la protection des passagers et dans les barrières de collision afin d'assurer l'absorption d'énergie de choc (Figure I. 3-a), [6]. Les nids d'abeilles sont également utilisés dans le cadre de la sécurité routière où leurs capacités importantes à absorber l'énergie d'impact les ont qualifiés pour être utilisés dans les casques de protection des motocyclistes (Figure I. 3-b), [7].

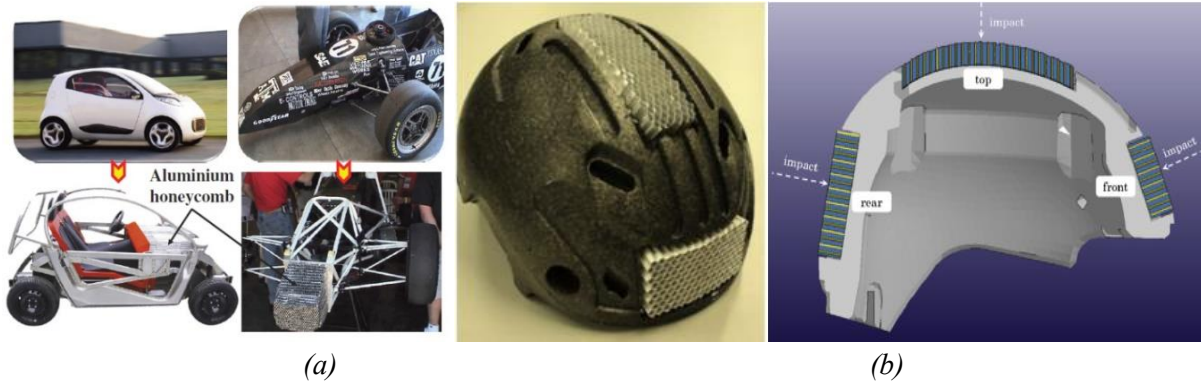


Figure I. 3. Absorbeurs d'énergie d'impact en nid d'abeilles : (a) Automobile, [6] ; (b) casque motocycliste, [7].

Ce chapitre est dédié à une étude bibliographique des matériaux composites nids d'abeilles et leur mise en forme par usinage. Après une présentation générale de ces matériaux, une analyse du comportement est faite vis-à-vis des sollicitations statiques et dynamiques. Cette étude comporte des aspects expérimentaux et des modélisations spécifiques aux matériaux alvéolaires. Du fait des nombreuses combinaisons possibles entre peaux et âmes pour un composite en nid d'abeilles, l'étude a été restreinte aux matériaux d'âme en aluminium et Nomex®.

II. Généralités sur les matériaux en nid d'abeilles

II.1. Description de la structure nid d'abeilles

Les structures nid d'abeilles, généralement appelées « NIDA », ont des âmes creuses employées pour la fabrication des matériaux sandwichs qui font partie de la grande famille des matériaux composites, (Figure I. 4).

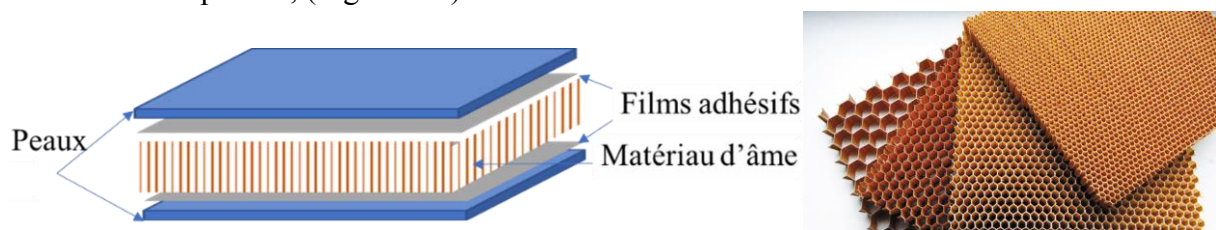


Figure I. 4. Description des composants d'une structure sandwich en nid d'abeilles.

L'utilisation de ces matériaux est liée au fait que les pièces composites traditionnelles tissées ou stratifiées sont généralement minces. Par conséquent, elles ne résistent efficacement qu'aux sollicitations dans leur plan, et résistent mal aux sollicitations hors plan. Pour remédier à cela, la technique couramment employée est celle des structures sandwich. Cette technique

consiste en la réunion de deux peaux minces (composites stratifiés, ou tôles métalliques) assemblées sur une âme épaisse et légère comme une mousse de polymères ou un nid d'abeilles. L'assemblage de ces deux parties se réalise généralement par collage, soudage ou brasage. L'intérêt de cette disposition est de mettre la matière là où elle est nécessaire. Il est ainsi possible d'obtenir des pièces légères, résistantes, rigides en flexion et en torsion comme le montre la Figure I. 5.


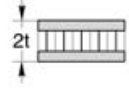

			
Rigidité relative	1.0	7.0	37.0
Résistance relative	1.0	3.5	9.2
Masse relative	1.0	1.03	1.06

Figure I. 5. Comparaison des caractéristiques mécaniques en flexion (rigidité et résistance) et des masses de trois structures : une plaque et deux sandwichs, [8].

Les structures en nid d'abeilles sont les matériaux d'âmes les plus utilisées dans les matériaux sandwichs destinés à la fabrication aéronautique. Ils se caractérisent par une géométrie alvéolaire, une faible densité et des parois fines ce qui implique une préparation minutieuse lors de leur utilisation. Les âmes en nid d'abeilles sont généralement fabriquées en métal, mais, l'utilisation du polymère et du composite est aussi courante. L'utilisation de ces matériaux a pour but l'allègement des structures sandwichs en bénéficiant de bonnes propriétés mécaniques. La nature du nid d'abeilles varie selon le domaine d'application. Il existe plusieurs gammes de nid d'abeilles et les plus utilisées sont les nids d'abeilles en aluminium et en Nomex®.

Les alliages d'aluminium sont utilisés pour la conception des nids d'abeilles métalliques. La série 3003 des alliages d'aluminium est la variété destinée pour le domaine industriel. Par contre pour le domaine aéronautique, la série 5056 est la plus favorisée. D'autres nuances d'alliages d'aluminium sont également utilisées telles que les séries 2024 et 5052. Dans certains cas spécifiques, d'autres matériaux métalliques sont également utilisés pour former les nids d'abeilles, comme les aciers 17-7PH, PH15-7Mo, AM350, l'Inconel et les alliages de titane.

Le Nomex® est une marque déposée de fibres méta-aramide, commercialisé en 1961 par la société DuPont. Ce matériau est souvent préparé sous forme de papier de fibres courtes d'aramide imprégné dans la résine, [9,10]. La nature non-métallique du Nomex® confère à ce matériau une bonne résistance à la corrosion et de faibles dilatations et conductivité thermique. La bonne résistance à la chaleur et au feu permet au Nomex® de remplir de nombreuses exigences au-delà des considérations mécaniques pures, [11].

Le résultat du matériau sandwich permet de profiter des caractéristiques du matériau de base mis en forme afin de constituer les cellules de l'âme (légèreté, résistance mécanique, ductilité, maniabilité, ...) dans une structure à faible densité. La structure nid d'abeilles présente plusieurs caractéristiques de la matière de fabrication, toutefois elle se caractérise par des propriétés intrinsèques à sa géométrie conditionnant son comportement mécanique vis-à-vis des sollicitations diverses.

II.2. Processus de fabrication des nids d'abeilles

Les matériaux en nid d'abeilles sont constitués de cellules régulièrement espacées semblables à celles d'une ruche. Les caractéristiques d'une structure d'âme en nid d'abeilles dépendent de sa géométrie alvéolaire. Cette dernière est obtenue par l'assemblage de feuilles minces, de quelques micromètres, donnant généralement une géométrie hexagonale. Il existe principalement deux méthodes pour former des structures en nid d'abeilles ; le processus d'expansion et le processus d'ondulation.

II.2.1. Méthode d'expansion

Le processus d'expansion consiste à appliquer une série de bandes d'adhésif sur des feuillets nettoyés et dégraissés pour une meilleure qualité d'assemblage. Par la suite, ils sont empilés les uns sur les autres et pressés à chaud pour la polymérisation de la colle. L'étirement du bloc d'empilement fait apparaître les cellules de nid d'abeilles, Figure I. 6. La qualité du nid d'abeilles est évaluée par la régularité de la géométrie des cellules et le maintien de l'assemblage, [12,13]. Dans le cas des âmes en nid d'abeilles Nomex®, la fabrication se décompose en trois étapes :

- A partir du carton à base de fibre aramide, une découpe et un collage en fines bandes sont réalisés.
- L'assemblage collé est ensuite étiré pour former les cellules hexagonales.
- L'ensemble est ensuite imprégné de résine phénolique qui donne sa rigidité et sa résistance au carton. Ainsi, le nid d'abeilles formé est un matériau bi-composant avec de la résine en surface du carton.

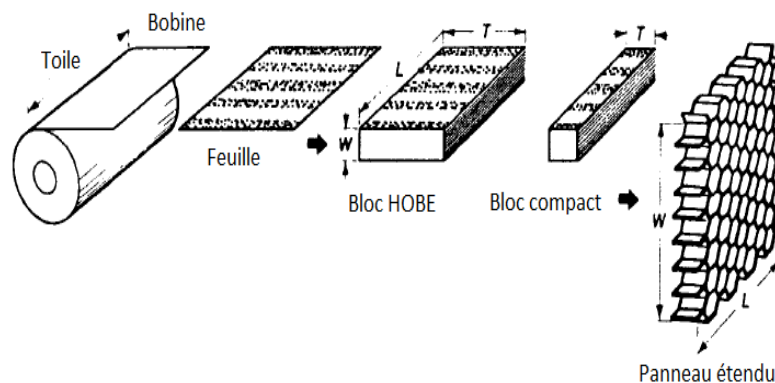


Figure I. 6. Méthode d'expansion des âmes en nid d'abeilles.

II.2.2. Méthode de pré-ondulation

Le deuxième processus d'obtention des âmes en nid d'abeilles est basé sur la pré-ondulation des feuilles par la mise en forme par déformation plastique. Par la suite, les feuilles sont rassemblées par des bandes adhésives aux nœuds ondulés, [14] (Figure I. 7). Ce procédé est essentiellement utilisé pour la fabrication des produits de densité élevée qui peuvent subir des déformations ondulées importantes.

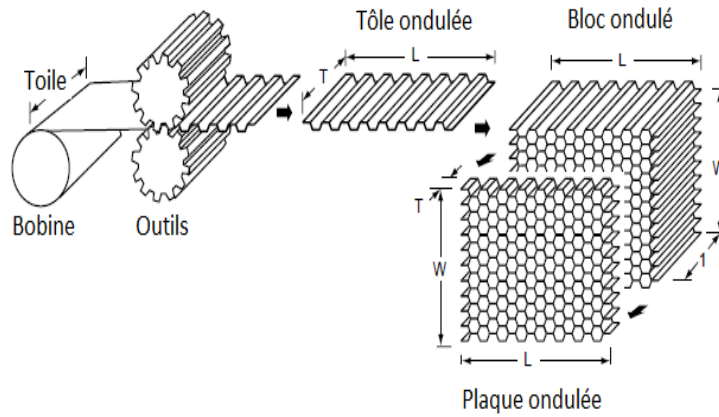


Figure I. 7. Méthode de pré-ondulation pour l'obtention des âmes en nid d'abeilles.

II.3. Caractéristique géométriques et mécaniques des structures en nid d'abeilles

On trouve sur le marché plusieurs configurations géométriques de cellules en nid d'abeilles. Les plus connues sont les configurations hexagonales, ondulées, FLEX, carrées et cellules en tubes (Figure I. 8), [14–16]. Toutefois, Il existe d'autres configurations plus complexes pour des applications spécifiques. La configuration hexagonale est la plus utilisée pour les âmes en nid d'abeilles que ce soit en Nomex® ou en aluminium. La Figure I. 9 représente les paramètres géométriques caractérisant les cellules du nid d'abeilles, [17–19].

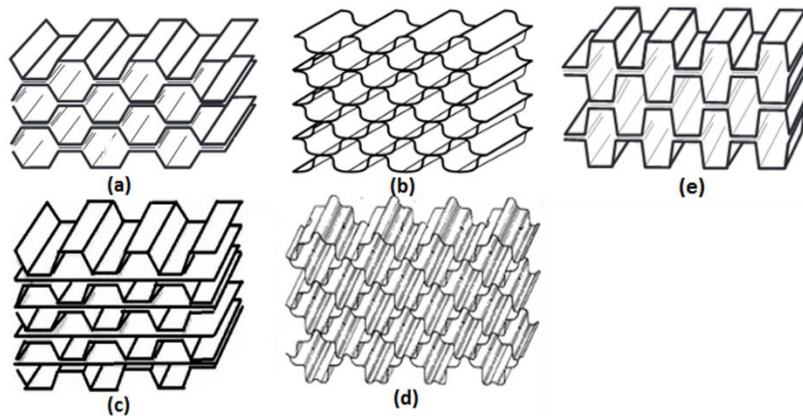


Figure I. 8. Configuration des nids d'abeilles : (a) Hexagonale ; (b) Flex ; (c) Hexagonale renforcé ; (d) Double-Flex ; (e) OX.

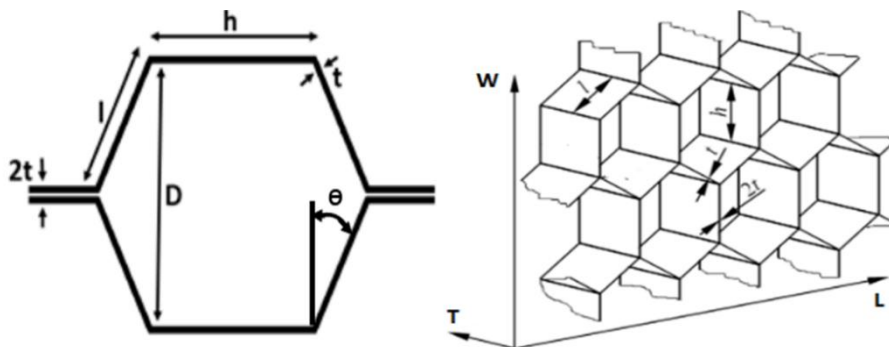


Figure I. 9. Paramètres géométriques de la structure nid d'abeilles et repère associé : h : largeur ; t : épaisseur de la paroi ; l : largeur de la paroi inclinée ; D : taille de la cellule, θ : angle d'ouverture de la cellule.

Les propriétés mécaniques d'une âme en nid d'abeilles sont directement liées aux paramètres géométriques des cellules de la structure, ainsi qu'à sa densité (raison principale du choix de l'utilisation de ces matériaux). Cette dernière dépend elle-même des paramètres géométriques et de la densité intrinsèque du matériau de fabrication du nid d'abeilles. De ce fait, la densité relative du nid d'abeilles est calculée à partir de l'équation suivante :

$$\frac{\rho^*}{\rho_s} = c_1 \frac{t}{l} \quad (Eq I. 1)$$

ρ^* : densité de la structure en nid d'abeilles

ρ_s : densité du matériau de fabrication

C_1 : constante géométrique

C_1 est une constante qui dépend de la configuration du nid d'abeilles et de ces paramètres géométriques. Pour les nids d'abeilles hexagonaux avec une double épaisseur de la paroi verticale, l'équation précédente devient, [20] :

$$\rho^* / \rho_s = t / l (h / l + 1) / \cos \theta (h / l + \sin \theta) \quad (Eq I. 2)$$

Pour les configurations des nids d'abeilles commercialisées, la densité en alliage d'aluminium 5056 varie entre 160 à 1000 kg/m³ [12], sachant que cet alliage a une densité initiale de 2680 kg/m³. Concernant les nids d'abeilles en Nomex®, leurs densités varient entre 20 et 150 kg/m³, [12].

Les propriétés mécaniques d'une structure en nid d'abeilles peuvent être déterminées analytiquement. Elles dépendent essentiellement des paramètres géométriques de la structure et des propriétés intrinsèques de la matière de fabrication :

$$\begin{aligned} \frac{E_L^*}{E_S} &= \left(\frac{t}{l}\right)^3 \frac{\cos \theta}{(h/l + \sin \theta) \sin^2 \theta} & \frac{E_W^*}{E_S} &= \left(\frac{t}{l}\right)^3 \frac{(h/l + \sin \theta)}{\cos^3 \theta} \\ \frac{E_T^*}{E_S} &= \left(\frac{t}{l}\right) \frac{(1 + h/l)}{(h/l + \sin \theta) \cos \theta} & \nu_{LW}^* &= \frac{\cos^2 \theta}{(h/l + \sin \theta) \sin \theta} \\ \nu_{WL}^* &= \frac{(h/l + \sin \theta) \sin \theta}{\cos^2 \theta} & \nu_{TL}^* &= \nu_{TW}^* = \nu_S \\ & & \nu_{LT}^* &= \nu_{WT}^* \approx 0 \end{aligned}$$

Il est usuel lorsque l'on veut décrire les propriétés du nid d'abeilles d'utiliser un repère prenant en compte le processus de fabrication : sens d'expansion W, sens longitudinal L et sens transverse T, Figure I. 9. Le comportement mécanique du nid d'abeilles est considéré comme hétérogène avec des propriétés orthotropes. L'équation I. 3 résume la relation contrainte-déformation dans les 3 directions principales (T, W et L), [21,22]. Les propriétés dans les directions L et W sont considérées dans le plan et ceux dans la direction T représentent les propriétés hors plan.

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_T \\ \varepsilon_W \\ \varepsilon_L \\ \gamma_{WL} \\ \gamma_{TL} \\ \gamma_{TW} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_T & -\nu_{WT}/E_W & -\nu_{LT}/E_L & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{TW}/E_T & 1/E_W & -\nu_{LW}/E_L & 0 & 0 & 0 \\ -\nu_{TL}/E_T & -\nu_{WL}/E_W & 1/E_L & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G_{WL} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{TL} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G_{TW} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_T \\ \sigma_W \\ \sigma_L \\ \sigma_{WL} \\ \sigma_{TL} \\ \sigma_{TW} \end{pmatrix} \quad (Eq I. 3)$$

avec : E_T, E_L, E_W : modules d'Young dans les trois directions (T : transverse, L : longitudinal et W : expansion).

G_{WL}, G_{TL}, G_{TW} : modules de cisaillement.

$\nu_{TW}, \nu_{TL}, \nu_{WL}$: coefficients de Poisson.

III. Comportement mécanique des structures en nid d'abeilles

Les matériaux en nid d'abeilles sont essentiellement utilisés comme étant l'âme des structures sandwichs et leur rôle principale est de maintenir l'écart entre les peaux. De ce fait, plusieurs auteurs se sont intéressés à la détermination des propriétés mécaniques de l'âme en nid d'abeilles en fonction de différentes modes de sollicitations, [23–26]. Dans notre étude de l'usinage de ces matériaux, les interactions outil-structures génèrent inévitablement des chargements très complexes sur les pièces en nid d'abeilles. Les mécanismes complexes mis en jeu lors d'un usinage affectent l'état mécanique qui dépend des paramètres géométriques et du matériau de base constituant les alvéoles.

Les matériaux d'âme en nid d'abeilles sont recommandés pour leur résistance en compression hors plan (direction T, voir Figure 1. 9). Plusieurs auteurs se sont attelés à la caractérisation de ce comportement que ce soit sous chargement quasi-statique [27–29] ou dynamique [30–32]. D'autres types de sollicitations sont également analysés dans la littérature : la compression dans le plan, le cisaillement et la compression combinés.

III.1. Comportement en compression

Le comportement en compression hors plan (dans la direction T) des nids d'abeilles a été étudié d'une manière très approfondie dans la littérature. Les essais de caractérisation de ce comportement sont standardisés et sont effectués selon les recommandations de la norme ASTM C365M, [33]. Les contraintes de compression varient entre la compression quasi-statique (vitesse de compression de l'ordre de 1 mm/s) et la compression dynamique avec des vitesses de compression ou d'impact plus importantes supérieures à 10 m/s.

Comme le montre la Figure I. 10, le comportement mécanique du nid d'abeilles en compression hors plan se caractérise par l'existence de quatre phases. La première phase (1) montre une augmentation rapide linéaire de la charge de compression, suivi par une deuxième phase (2) où la charge baisse de manière significative. La troisième phase (3) est caractérisée par un plateau quasi horizontal, il s'agit d'une étape de durcissement de la structure. Enfin, la phase finale (4) dévoile une augmentation sévère qui s'explique par une densification de la

structure. La Figure I. 10 met en évidence l'existence de ces 4 phases et l'évolution des efforts de compression en fonction du déplacement, [33–38].

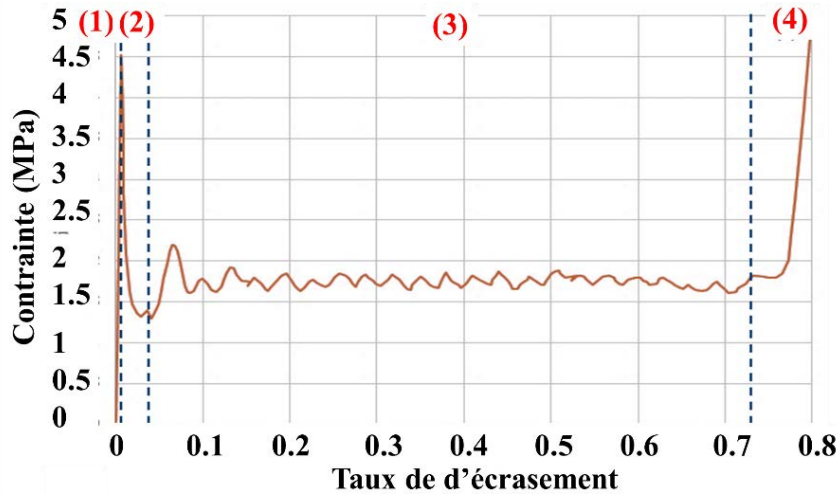


Figure I. 10. Evolution de la charge de compression : (1) Phase de déformation élastique ; (2) Phase d'effondrement ; (3) Phase d'écrasement ; (4) Phase de densification.

Lamb *et al.* [39] ont simplifié le comportement en compression en 3 phases où ils ont combiné la deuxième phase (la phase d'effondrement) et la phase d'écrasement. La Figure I. 11 présente leur modélisation et les paramètres extraits pour définir ce comportement : la première phase est limitée par σ_{yT} (limite d'élasticité) et par ε_{yT} (taux de déformation). ε_c est la déformation à l'écrasement, E_{0T} est le module élastique, E_{1T} est le module de chargement de la phase d'écrasement et E_{2T} est le module de densification.

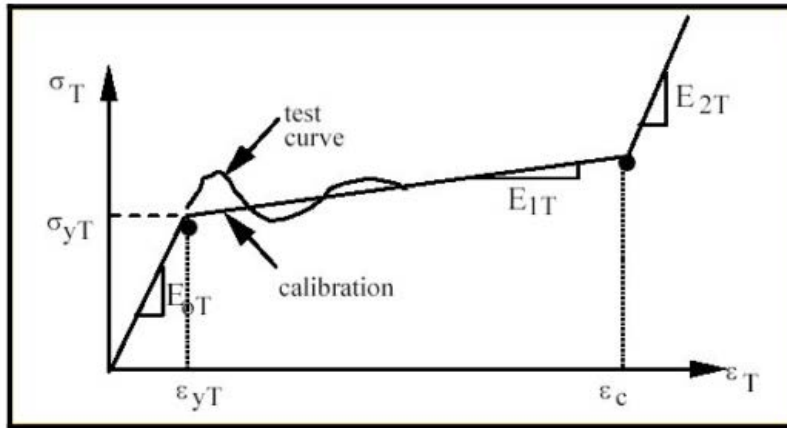


Figure I. 11. Modèle simplifié de compression hors plan du nid d'abeille, [39].

Les 3 équations suivantes (Eq I. 4 à 6) résument ce comportement : la première équation correspond à la 1^{ère} phase élastique, la 2^{ème} équation décrit la phase d'écrasement et la dernière correspond à la phase de densification.

$$\sigma_T = E_{0T} \varepsilon_T \text{ pour } \varepsilon_T < \varepsilon_{yT} \quad (\text{Eq I. 4})$$

$$\sigma_T = E_{0T} \varepsilon_{yT} + E_{1T} (\varepsilon_T - \varepsilon_{yT}) \text{ pour } \varepsilon_{yT} \leq \varepsilon_T < \varepsilon_c \quad (\text{Eq I. 5})$$

$$\sigma_T = E_{0T} \varepsilon_{yT} + E_{1T} (\varepsilon_c - \varepsilon_{yT}) + E_{2T} (\varepsilon_T - \varepsilon_c) \text{ pour } \varepsilon_T \geq \varepsilon_c \quad (\text{Eq I. 6})$$

avec : T la direction en compression hors plan assignée dans la Figure I. 9, ε_T la déformation instantanée.

La déformation du panneau en nid d'abeilles est calculée à l'aide de la relation suivante :

$$\varepsilon = \ln(t / t_0) \quad (Eq I. 7)$$

avec : t_0 l'épaisseur initiale du panneau en nid d'abeilles et t l'épaisseur de celui-ci après déformation.

Cependant, à cause de l'importance de la phase d'effondrement dans le comportement du nid d'abeilles (où la résistance à la compression peut atteindre le double de la résistance à l'écrasement), l'équation de la contrainte dans la phase d'écrasement est modifiée par l'ajout d'un facteur de correction K, [39].

K= résistance à l'écrasement / résistance à la compression.

$$\sigma_T = K E_{0T} \varepsilon_{yT} + E_{1T} (\varepsilon_T - \varepsilon_{yT}) \quad (Eq I. 8)$$

Pendant l'écrasement du nid d'abeilles en compression hors plan (dans la direction T), un processus de pliage des parois successives est activé. Après la phase de déformation élastique qui se caractérise par des déformations symétriques des cellules autour de l'axe vertical (Figure I. 12-a), une formation des plis est observée le long de la phase d'écrasement (Figure I. 12-b). La phase d'écrasement se caractérise par des fluctuations autour d'une moyenne qui construit un plateau horizontal, Figure I. 10. Les oscillations sont causées par le pliage des parois au cours de cette phase. Dans cette dernière, la structure en nid d'abeilles se comporte comme un matériau parfaitement plastique sans durcissement de la structure, [40–42]. D'autres auteurs ont prouvé l'existence d'une augmentation de l'ordre de 20% de l'effort d'écrasement lors de cette phase, [43,44]. Ce comportement global en compression hors plan favorise l'utilisation de ce type de matériau comme une barrière et absorbeur d'énergie d'impact. La majorité de l'énergie est absorbée par le pliage progressif des parois des cellules, [42,45]. Le pliage successif des parois des cellules se termine par une phase de densification qui engendre une augmentation sévère des efforts de compression, (Figure I. 11).

Les vides existants dans les cellules et les parois minces constituant le nid d'abeilles favorisent ce mode d'endommagement en compression hors plan. Le pliage se poursuit jusqu'à la densification de la structure et le déchirement des parois. Ce pliage s'accompagne aussi dans certains cas par un déchirement des parois minces dû aux cisaillements provoqués et à l'emprisonnement de l'air dans les cellules lors du processus de compression, (Figure I. 12-d et e).

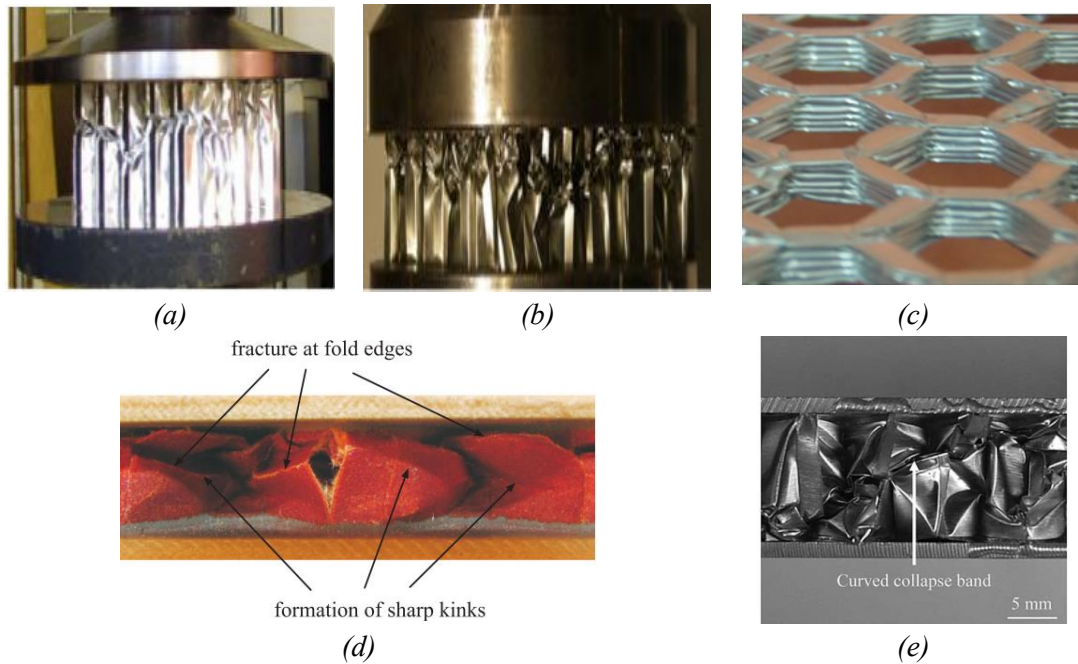


Figure I. 12. Etapes de compression hors plan du nid d'abeilles : (a) apparition du 1^{er} pli, [46]; (b) formation des plis, [47]; (c) nid d'abeilles complètement écrasé, [38]; (d) endommagements subits par le nid d'abeilles Nomex®, [48]; (e) endommagements subits par le nid d'abeilles en aluminium, [42].

Les phases caractéristiques de la compression hors plan persistent lors de la compression à grande vitesse d'impact. En augmentant la vitesse d'impact, la résistance à la compression est multipliée par deux par rapport à la résistance en compression quasi-statique (Figure I. 13). Par contre, pour des vitesses de compression élevées, la résistance à la compression ne subit pas trop de changement. Ceci s'explique par le changement du comportement statique à un comportement dynamique qui est qualifié par un phénomène de viscoélasticité, [37,49]. La résistance à l'écrasement est influencée directement par la variation de la vitesse de compression. Que ça soit en compression quasi-statique ou dynamique, l'augmentation de la vitesse de compression est accompagnée par l'augmentation de la résistance à l'écrasement, [50].

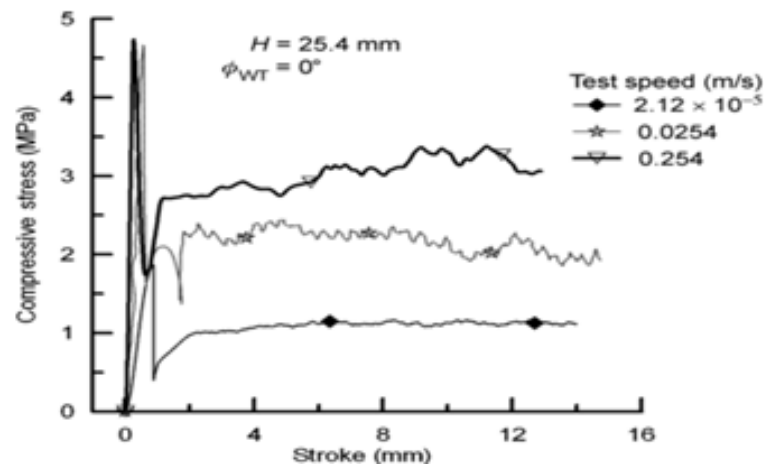


Figure I. 13. Effet de la vitesse de chargement sur le comportement en compression hors plan des nids d'abeille, [50].

Tandis que les structures en nid d'abeilles présentent une bonne résistance à la compression hors plan (direction T), leur comportement dans les directions L et W (voir Figure I. 9) a aussi une influence importante lors du fonctionnement de la structure. Khan *et al.* [44] précisent que le nid d'abeilles se caractérise par un comportement anisotrope complexe selon les directions et le mode de chargement.

La Figure I. 14 présente le comportement de la structure en compression dans les deux directions planes. On remarque que la résistance est plus faible que celle observée dans la direction hors plan. En compression dans les directions L et W, les nids d'abeilles se caractérisent par une première phase élastique suivie par une phase de déformation plastique. Avant la phase de densification, la contrainte subit une augmentation similaire à celle de l'écroutissage pour les matériaux pleins. Le comportement du nid d'abeilles en compression dans les directions L et W ressemble en première partie à un comportement élastique parfaitement plastique suivi par un écroutissage et la densification de la matière. D'autre part, le nid d'abeilles subit des bandes de cisaillement indiquées par des fluctuations de la contrainte, essentiellement dans la direction W qui commence un peu plutôt par rapport à la direction L, [44,51].

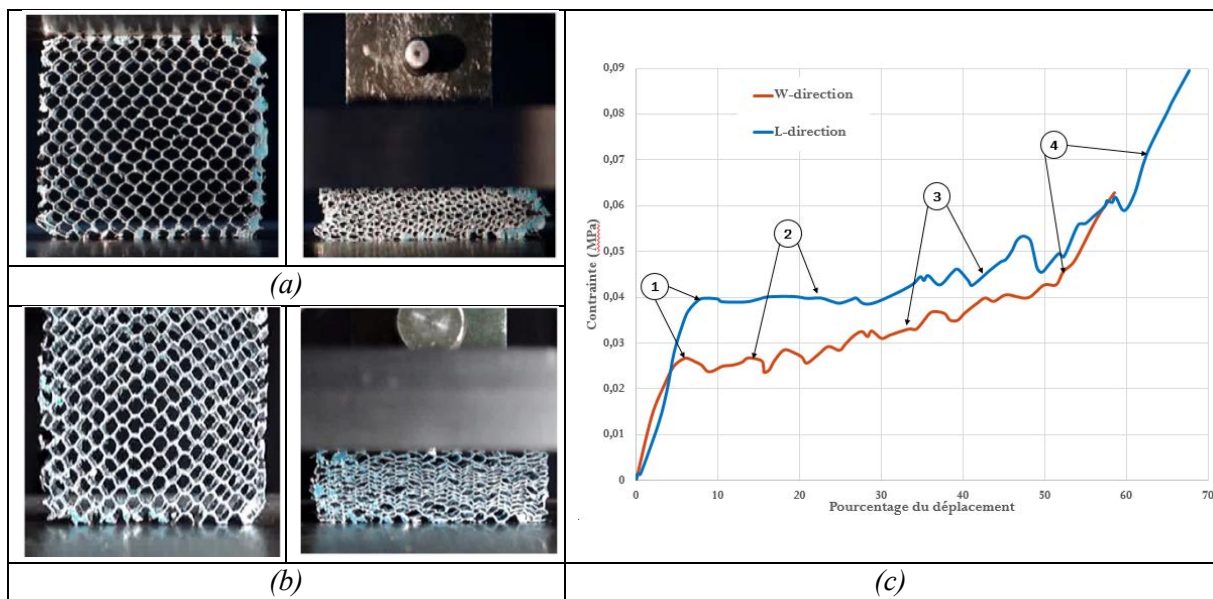


Figure I. 14. (a) Test d'écrasement dans la direction L; (b) test d'écrasement dans la direction W; (c) Evolution de la contrainte de compression lors de la compression du nid d'abeilles dans les directions L et W, [44,51].

D'après Hu *et al.* [22], l'augmentation de la vitesse de 10 m/s à 150 m/s multiplie la résistance à l'écrasement par 14 pour la direction W et par 5 pour la direction L. Il est à noter que le comportement du nid d'abeilles est amélioré pour des vitesses d'écrasement élevées, ce qui leur donne les capacités pour être des bons absorbeurs d'énergie. Concernant l'angle de la cellule, ce paramètre montre une influence sur le comportement en compression dans les directions L et W contrairement à la direction T. L'influence de ce paramètre est plus remarquable pour des vitesses d'écrasement faibles (inférieures à 60 m/s). Une diminution de la résistance à l'écrasement de l'ordre de 20 % est observée lors de l'augmentation de l'angle θ de la cellule pour le comportement dans la direction W. L'augmentation de l'angle de la cellule

favorise la création de la bande de cisaillement dans la structure, [22]. Par contre pour la direction L, la résistance à l'écrasement subit une augmentation avec l'augmentation de l'angle de la cellule pour des angles inférieurs à 45° et elle diminue pour des angles supérieurs à cette valeur. Ainsi, les nids d'abeilles avec un angle de 45° ont la résistance à l'écrasement la plus élevée. Un écart de l'ordre de 53% est observé entre les structures avec 45° et 75° comme angle de la cellule pour une vitesse d'écrasement de 10 m/s, [22].

En résumé, le comportement mécanique du nid d'abeilles en compression, que ce soit en compression hors plan ou en compression dans les deux directions W et L [52], se caractérise par :

- une meilleure résistance à l'écrasement dans la direction T,
- la direction la plus faible vis-à-vis la compression est la direction L,
- l'augmentation de la vitesse d'écrasement a une influence forte sur la résistance à l'écrasement dans toutes les directions. Cette différence est essentiellement due au changement des modes d'endommagement et de modes d'écoulement entre la compression quasi-statique et la compression dynamique.

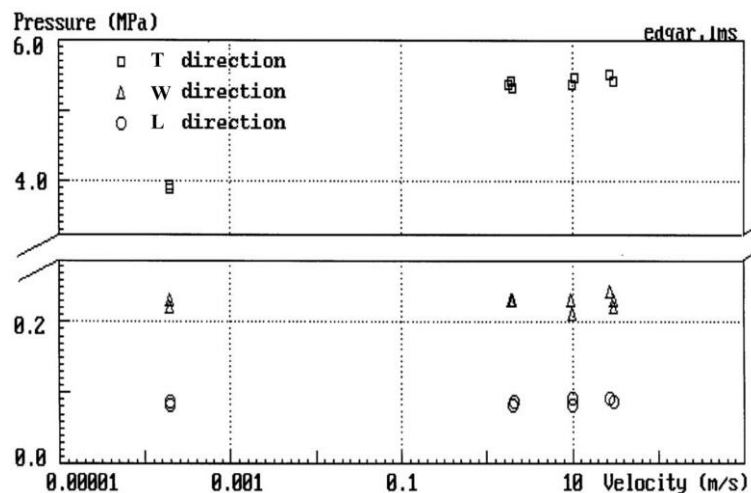


Figure I. 15. Evolution de la résistance à l'écrasement dans les trois directions (T, L et W) en fonction de la vitesse de chargement, [52].

Il existe une grande variété de configurations géométriques de nids d'abeilles dans l'industrie. La variation et les effets des paramètres géométriques vis-à-vis du comportement mécanique de ces structures sont largement étudiés dans la littérature. Zhang *et al.*[53] ont montré, dans leur étude de l'évolution du comportement en compression de nid d'abeilles en aluminium A3003 H18, que l'angle θ des cellules hexagonales, est peu influant sur le comportement du nid d'abeilles en compression hors plan sous un chargement quasi-statique. Pour des vitesses de compression plus importantes, le même comportement a été observé par Hu *et al.* [22].

Toutefois, des études ont montré que l'augmentation de la taille de la cellule diminue la résistance de la structure à la compression hors plan et diminue la charge de l'écrasement, [54,55]. Ainsi, Alavi Nia et Sadeghi [56] ont constaté une diminution de 57% de la résistance à la compression pour une taille de cellule de 1.5 fois plus grande (voir Figure I. 16-a). Cette diminution induit une diminution de la capacité de la structure à absorber de l'énergie, [56]. De

son côté Wierzbicki [40] affirme que les structures avec des cellules plus grandes subissent un pliage des parois plus facilement et d'une manière plus marquée.

Un autre paramètre géométrique qui a toute son importance est l'épaisseur des parois. Ce paramètre est en lien direct avec les modes d'endommagement des cellules. Par exemple, l'épaisseur des parois est en relation directe avec la résistance des cellules au pliage lors de la compression hors plan, la diminution de l'épaisseur de parois engendre une baisse considérable de la résistance à l'écrasement. Cela provoque la disparition de la phase de l'effondrement qui indique le déclenchement du pliage des parois (Figure I. 16-b). Pour une différence de 65 % d'épaisseur de paroi, une baisse de 86 % de la résistance à la compression est observée, [56].

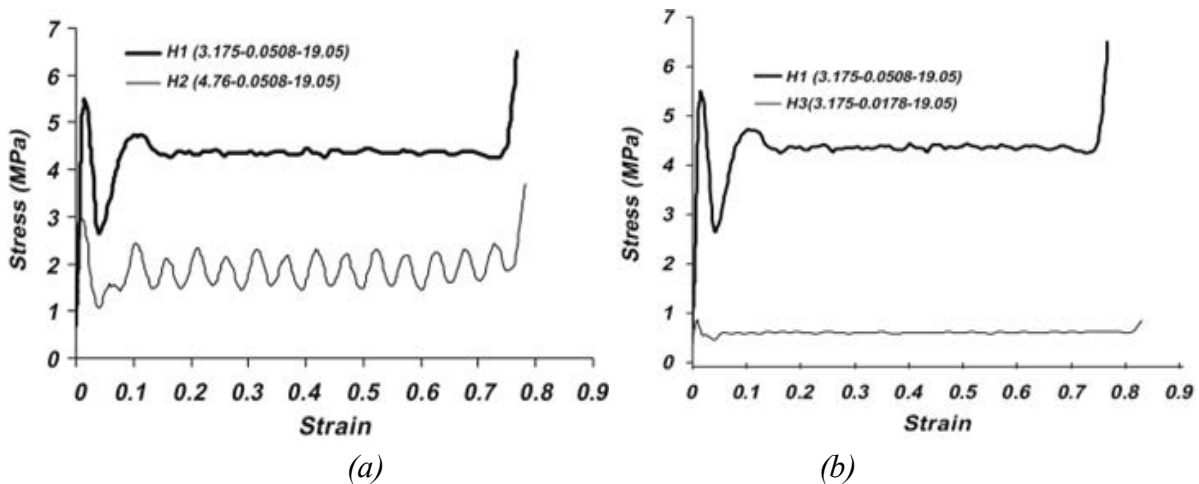


Figure I. 16. (a) Influence de la taille de la cellule sur le comportement en compression du nid d'abeilles, (b) Influence de l'épaisseur de la paroi en compression hors plan du nid d'abeilles, [56].

Comme vu plus haut, les caractéristiques géométriques des cellules du nid d'abeilles conditionnent sa densité. D'une manière générale, l'augmentation de la densité de nid d'abeilles améliore son comportement mécanique vis-à-vis des chargements mécaniques puisque ce qu'il s'approche du comportement du matériau plein (Figure I. 17), [57].

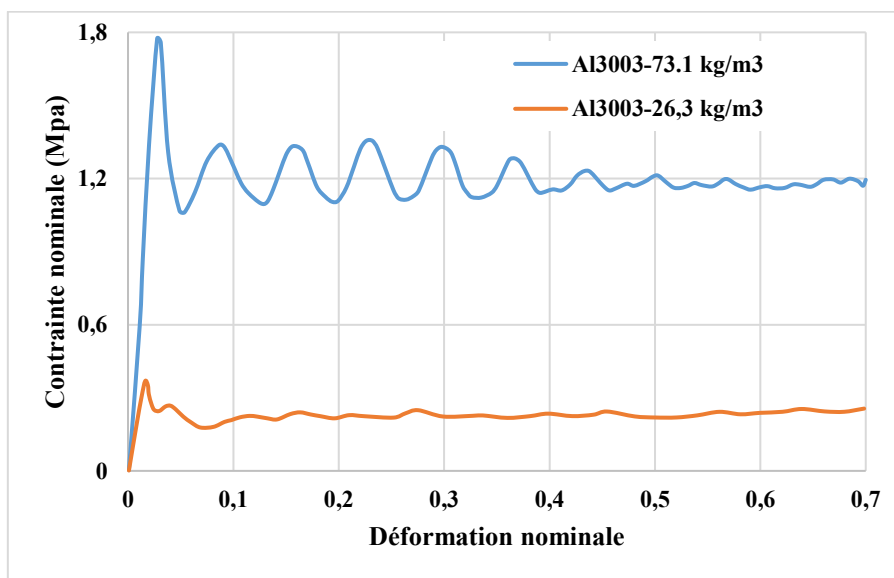


Figure I. 17. Influence de la densité sur le comportement en compression hors plan, [57].

III.2. Comportement en cisaillement et en compression combinés

Les matériaux d'âmes en nid d'abeilles sont également sensibles aux sollicitations en cisaillement. Contrairement à leur bonne résistance en compression hors plan, les structures en nid d'abeilles présentent de faibles résistances en traction et en cisaillement, [58–61].

La résistance du nid d'abeilles à la contrainte de cisaillement dans les directions transversale et longitudinale dépend des paramètres géométriques des cellules et des paramètres intrinsèques du matériau de fabrication. Les différents essais de caractérisation du comportement en cisaillement des âmes des matériaux sandwichs sont détaillés dans les normes ASTM C273-00, ASTM C365 et ASTM C273.

Le comportement du nid d'abeilles lors de sollicitations en cisaillement longitudinal (direction W) et en cisaillement transversal (direction L) quasi-statiques (0.5mm/min) est représenté dans la Figure I. 18 par Pan *et al.* [58] lors de l'étude du nid d'abeilles en alliage d'aluminium 5056. Le cisaillement transversal du nid d'abeilles se résume en 4 phases. Le comportement en cisaillement commence par une phase élastique où la charge augmente linéairement jusqu'à atteindre son maximum. Elle subit ensuite une diminution rapide pendant la 2^{ème} phase qui se caractérise par une déformation plastique des parois des cellules. Dans la troisième phase, la courbe de charge-déplacement montre la formation d'un plateau où la charge reste pratiquement constante à la fin de ce plateau, la charge diminue rapidement au début, puis lentement et tend vers zéro dans la 4^{ème} phase, [59].

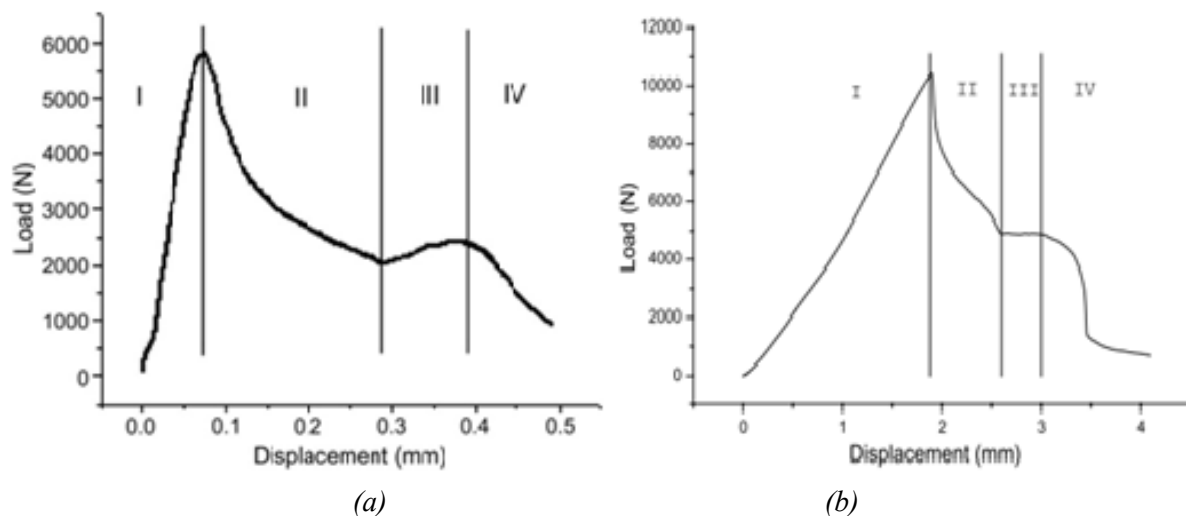


Figure I. 18. Evolution de la charge lors du cisaillement du nid d'abeilles : (a) dans le sens transversal, [58]; (b) dans le sens longitudinal, [59].

Dans la 2^{ème} phase, les parois des cellules subissent des déformations plastiques par la formation de plis inclinés (Figure I. 19), la rupture des parois commence à se produire à la fin de cette phase. Pendant la 3^{ème} phase, la rupture des parois s'intensifie et un décollement entre les parois du nid d'abeilles commence à se produire. A la dernière phase, la structure du nid d'abeilles subit une rupture et commence à se séparer des faces de chargement (Figure I. 19-b).

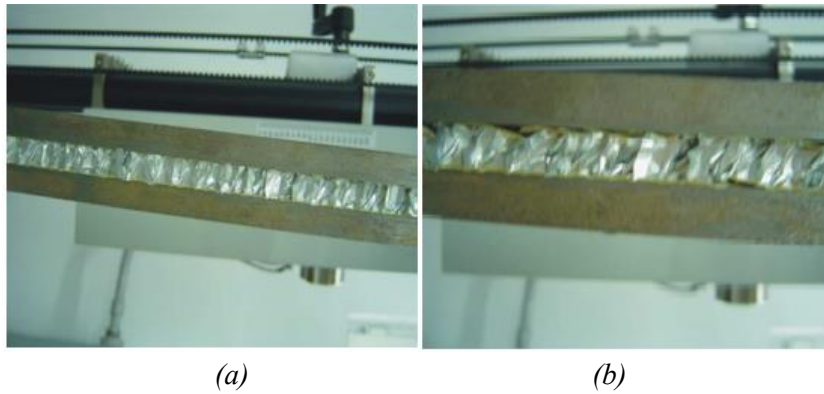


Figure I. 19. Modes de défaillance du nid d'abeilles en cisaillement : (a) Apparition des plis sur les parois du nid d'abeilles ; (b) Décollement de la structure, [58].

Dans le même cadre, Lee *et al.* [60] ont effectué des essais de cisaillement sur des nids d'abeilles en Nomex® et un comportement similaire a été observé. Par contre, à cause de la nature composite du Nomex®, le mode d'endommagement est un peu différent par rapport à celui de l'aluminium. Des fissures dans les parois du nid d'abeilles sont observées juste après la fin de la phase élastique, ce phénomène s'intensifie dans la 3ème phase pendant l'apparition du plateau de contraintes. Ainsi, l'effondrement de la structure se termine par le décollage de celle-ci avec une diminution de la contrainte (Figure I. 20), [60].

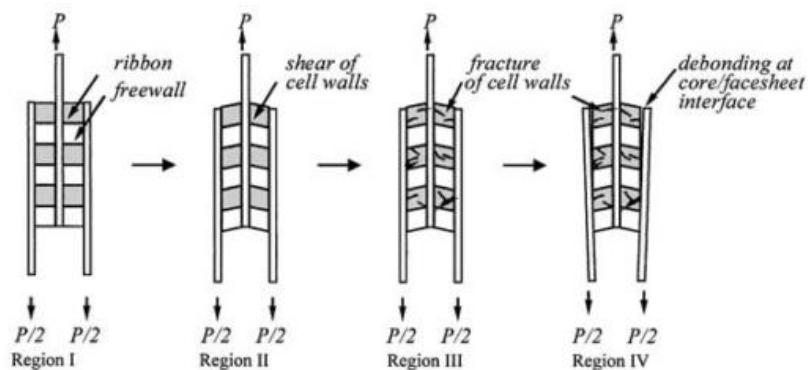


Figure I. 20. Modes d'endommagement des structures en nid d'abeilles en Nomex® lors du chargement en cisaillement, [60].

En fonctionnement, les structures en nids d'abeilles subissent en réalité des efforts d'écrasement sous forme de compression accompagnés par des efforts de cisaillement. Le nid d'abeilles subit instantanément un déplacement dans la direction T et un déplacement dans le plan W-L. Plusieurs auteurs [42,62–64] se sont intéressés à la définition de ce mode de comportement. Hong *et al.* [42] constatent que ce mode de compression-cisaillement combiné représente la capacité de la structure à absorber de l'énergie de choc en compression avec un chargement en cisaillement. Ce dernier modifie le comportement mécanique à l'écrasement des nids d'abeilles par rapport à son comportement en compression pure dans la direction T.

En comparaison avec le comportement de nid d'abeilles en compression pure, l'effort de compression lors de la compression-cisaillement combinée est inférieur à celui de la compression pure. Les résistances à la compression et à l'écrasement diminuent également lors de la compression combinée, accompagnées d'une diminution du module élastique. Cette perte de charge est provoquée par la charge de cisaillement, Figure I. 21.

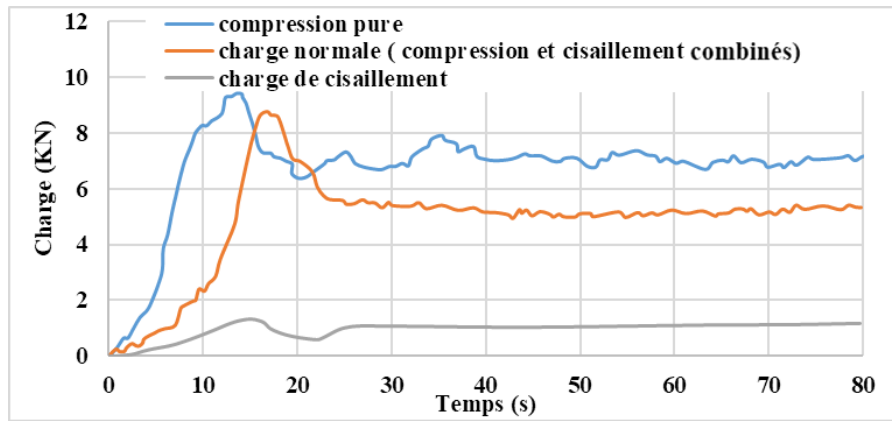


Figure I. 21. Différence du comportement de nids d'abeilles en compression pure et en compression-cisaillement combinés avec des efforts de cisaillement, [42].

IV. Modélisation numérique du comportement des matériaux en nid d'abeilles

Dans le but de comprendre le comportement mécanique des structures nids d'abeilles sous différents chargements. Plusieurs études numériques ont été réalisées dans la littérature avec la méthode des éléments finis (FEM). Dans cette section, nous nous concentrerons sur quelques-unes d'entre elles.

IV.1. Approches de modélisation pour les nids d'abeilles

La Figure I. 22 donne un aperçu des trois approches de modélisations les plus utilisées pour la simulation numérique des structures en nids d'abeilles qui sont : les mésomodèles, les modèles homogénéisés et les modèles coques.

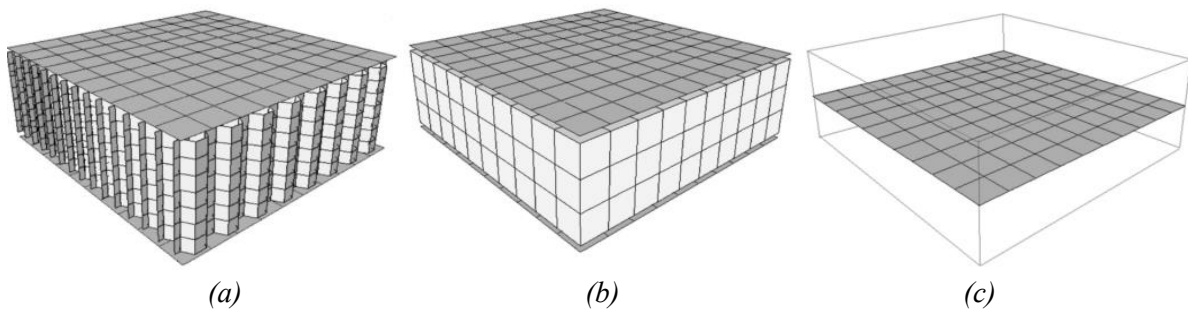


Figure I. 22. Modèles pour les nids d'abeilles : (a) mésomodèle ; (b) modèle homogénéisé ; (c) modèle coque [65].

Les mésomodèles sont basés sur une présentation détaillée de la structure en nid d'abeilles en s'approchant au maximum de la réalité avec les parois modélisées en éléments coques. L'avantage de ce modèle est la possibilité de cartographier avec précision les états de déformation des parois afin d'observer l'endommagement subit lors du chargement. Les mésomodèles sont utilisés en particulier pour les simulations d'impact ou d'autres chargements locaux où la nécessité d'identifier des problèmes locaux comme le pliage ou le déchirement des parois est primordiale, [66–68].

A cause du nombre d'éléments que nécessite ce type de modélisation et le temps nécessaire pour effectuer les calculs en plus de la connaissance du comportement local des

parois du nid d'abeilles, des mésomodèles plus restreints sont utilisés en se basant sur un volume ou une cellule élémentaire représentative de la structure, [6,69–71]. Il existe également des modèles représentant une jonction de la cellule hexagonale, [69,72,73], Figure I. 23.

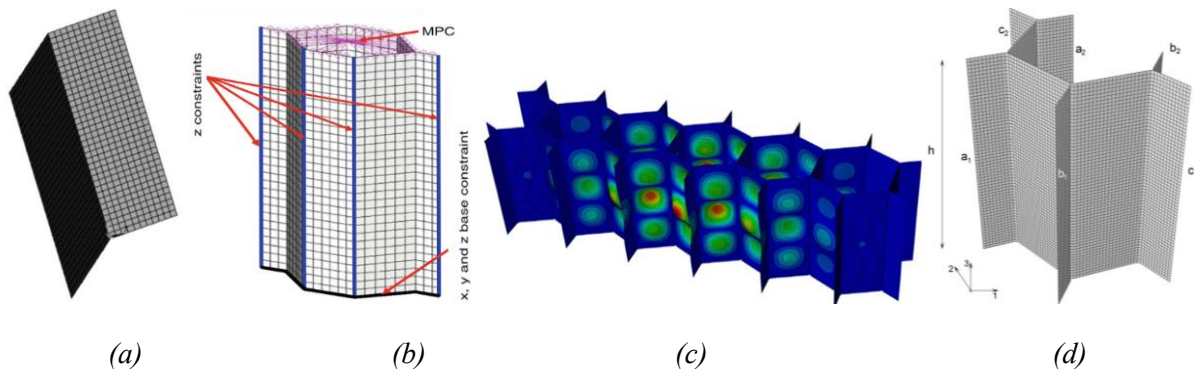


Figure I. 23. Différents types de modélisation de nid d'abeilles : (a) modélisation de la jonction [69]; (b) modélisation d'une cellule [72] ; (c) modélisation d'une rangée de cellules [73] ; (d) modélisation partielle de la cellule [73].

Étant donné le nombre élevé d'éléments dans les mésomodèles nécessitant un temps de calcul plus élevé [71], une alternative consiste à homogénéiser la structure en nid d'abeilles et la modéliser avec des éléments solides 3D, par exemple des éléments de type hexaèdre à 8 nœuds (C3D8R), [74–76]. Les propriétés mécaniques sont affectées à ces éléments de telle sorte que la structure homogénéisée se comporte de la même manière que la globalité de la structure cellulaire. Il est important de savoir qu'avec cette modélisation, l'endommagement subi par la structure et les modes de rupture du matériau ne seront pas clairement représentés, [77].

Une troisième simplification du modèle existe avec une représentation de l'ensemble de la structure avec des éléments coques. Dans ce cas, les propriétés du nid d'abeilles sont généralement attribuées aux points d'intégration dans le sens de l'épaisseur de l'élément, [65,78]. Cette approche est utilisée lorsque la section transverse de la structure reste invariante avec un déplacement linéaire sur l'épaisseur ce qui n'est pas le cas dans la plupart des cas d'étude. Ainsi, le nombre des modes d'endommagement de la structure devient très limité.

Le premier modèle représentant la géométrie réelle de la structure nid d'abeilles est le modèle le plus utilisé vu les informations et les résultats qu'il fournit. Ce modèle consiste à représenter la structure nid d'abeilles en respectant la géométrie réelle des cellules. Ainsi, pour accomplir ce modèle, le comportement mécanique du papier est attribué aux parois de la structure. Les deux types de papier les plus utilisés sont l'aluminium et le Nomex®.

Pour l'aluminium, un comportement mécanique isotrope est attribué à l'élément coque des parois du nid d'abeilles. Plusieurs types d'aluminium sont utilisés, les plus connus sont les deux familles 3000 et 5000. Le Tableau I. 1 résume les propriétés mécaniques attribuées à ces dernières. Ainsi, Kang *et al.* [79] et Huang *et al.* [80] donnent dans leurs travaux les différentes caractéristiques mécaniques et thermiques des alliages d'aluminium nécessaires à l'utilisation du comportement viscoplastique de Johnson-Cook.

	Module de Young, E (GPa)	Coef de poisson, ν	Limite d'élasticité, σ_y (MPa)	Densité, ρ (kg/m³)	Référence
Aluminium 5056					
Al 5056-O	70	0.35	380	2640	[6]
Al 5056	70	0,33	--	2700	[81]
Al 5056-H38	71	--	345	2700	[82]
Al 5056-H39	72	0.33	265	2640	[67,83]
Al 5056	72	0.31	--	2770	[84,85]
Al 5056	79	--	140	2780	[79]
Aluminium 5052					
Al 5052	70	0.35	290	2700	[86]
Al 5052-H39	68.97	--	292	--	[87]
Aluminium 3003					
Al 3003	69	0.33	85	2730	[88]
Al 3003	74.2	--	85.2	2700	[80]
Al 3003	70	0.35	70	2700	[86]
Al 3003	69	0.33	40	2730	[89]
Al 3003	69	0.33	115	2730	[90]
Al 3003-H24	69	0.33	126.8	2700	[91]
Al 3003-H18	69	0.33	185	2700	[91]
Al 3003-H18	70	0.3	--	2700	[74]
Al 3003	69	0.3	145	---	[92]
Aluminium 6063					
6063-T6	65	0.33	145	2700	[90]
6063-T7	69	0.3	86.94	--	[93]

Tableau I. 1. Propriétés mécaniques des différents alliages d'aluminium utilisés pour le nid d'abeilles.

Sachant que le Nomex® est fabriqué avec du papier composite constitué de fibres d'aramide et de la résine phénolique, quatre approches de modélisation sont utilisées, Figure I. 24. La première consiste à modéliser les parois en papier Nomex® sous forme de monocouche avec un comportement isotrope élastoplastique, [94–98]. Cette modélisation est connue par sa simplicité et sa réduction en termes de temps de calcul. Par contre, elle ne représente pas le vrai comportement mécanique du matériau composite qui est connu par son comportement orthotrope dû à la présence des fibres et de la résine, ainsi, elle néglige l'architecture composite du papier Nomex®. Pour cela, la deuxième approche consiste à modéliser les parois comme des monocouches avec un comportement orthotrope [99–103]. Cette deuxième méthode présente plus de possibilités d'intégration de lois d'endommagement et de modes de rupture. Dans la troisième approche, le papier Nomex® est modélisé à l'aide d'une structure multicouche basée sur la théorie des stratifiés par la représentation de trois couches, deux couches de résine enveloppant une couche de fibres d'aramide, avec un comportement isotrope pour le revêtement de résine phénolique, le papier d'aramide peut être modélisé comme un matériau isotrope ou orthotrope [19,48,102]. La dernière approche est

basée sur l'idée de représenter plus de détails avec la modélisation de l'accumulation de la résine sur les jonctions des cellules du nid d'abeilles Nomex® afin de considérer la répartition inégale de la résine dans les cellules [71,99]. Ceci est obtenu en combinant l'approche multicouche avec des éléments supplémentaires sur les jonctions pour représenter les accumulations de la résine. Un comportement mécanique des composants similaire à celui de la précédente approche est utilisé pour cette modélisation.

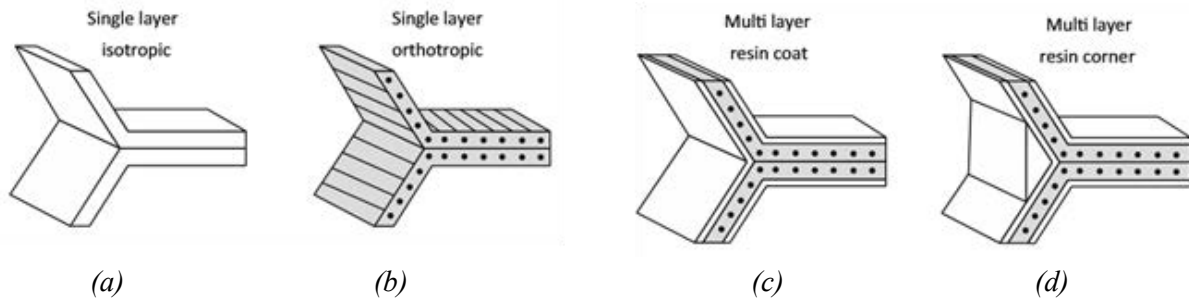


Figure I. 24. Approches de modélisation du papier Nomex® (a) monocouche isotrope ; (b) monocouche orthotrope; (c) multicouche ; (d) multicouche avec résine aux jonctions, [99].

L'approche la plus utilisée dans la littérature pour le papier d'aramide est l'approche monocouche avec un comportement orthotrope. Kilchert [48] a effectué dans sa thèse plusieurs essais mécaniques afin de déterminer le comportement mécanique du matériau. Les essais effectués sous des normes spécifiques pour chaque sollicitation, donnent le Tableau I. 2 pour les propriétés mécaniques du papier Nomex®.

E1 [MPa]	E2 [MPa]	E3 [MPa]	v12, v23, v13	G12 [MPa]	G23 [MPa]	G13 [MPa]	ρ [g/cc]
9200	8300	4700	0.35	2600	1700	1700	1.4

Tableau I. 2. Propriétés mécaniques du papier Nomex® [48]

D'autres études ont analysé le comportement mécanique du papier constituant le nid d'abeilles avec des modules d'Young inférieure à ceux déterminés par Kilchert [48], Tableau I. 3. Ils ont choisi d'attribuer au nid d'abeilles le comportement du papier d'aramide, par exemple du papier Aramide T410, [104]. Ce dernier n'est pas encore imprégné par la résine phénolique. Le papier imprégné se caractérise par sa couleur orangée de la résine phénolique, Figure I. 25.

E1 [MPa]	E2 [MPa]	E3 [MPa]	v12, v23, v13	G12 [MPa]	G23 [MPa]	G13 [MPa]	ρ [g/cc]	Réf
4957	3536	3250	0.212	1678	1400	1619	1.00	[98]
4794	3902	3902	0.21	1585	----	----	-----	[104]
4572	3517	---	0.204	1680	---	----	----	[103]
5000	4000	----	0.2	1450	----	----	1.1	[99]
5200	3220	----	0.24	1260	----	----	1.334	[100]

Tableau I. 3. Propriétés mécaniques du papier aramide.

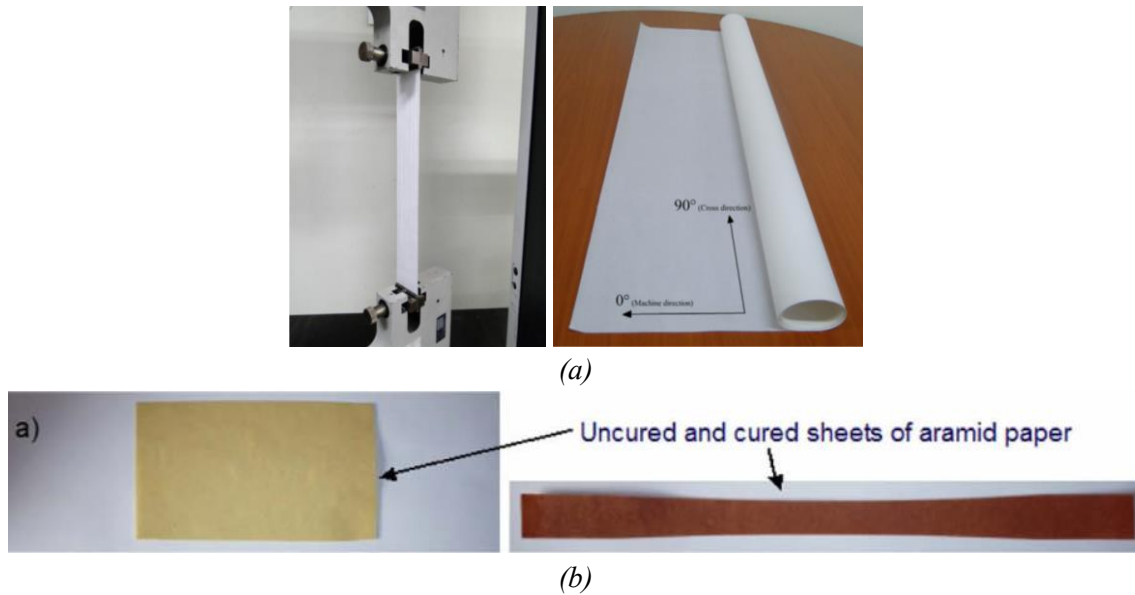


Figure I. 25. (a) Papier aramide, [100] ; (b) différence entre un papier aramide non durci et un autre durci avec de la résine phénolique, [102].

IV.2. Critères de rupture

Le papier constituant le nid d'abeilles Nomex® est modélisé comme étant un matériau composite vu sa composition (fibres d'aramide et résine phénolique). A la loi de comportement du matériau, il faut souvent associer un critère de rupture des parois de la structure Nomex® afin de modéliser la réponse mécanique de la structure sous chargement. Dans la littérature, plusieurs critères de rupture ont été utilisés dans le but de suivre l'initiation et la progression de l'endommagement dans les matériaux composites. Généralement, un indice de rupture est attribué à chaque constituant du matériau qui spécifie le critère d'endommagement. Ainsi, les critères de rupture sont regroupés en trois familles : critères en contraintes maximales limites, critères interactifs et critères séparateurs, [105].

IV.2.1. Critères en contraintes maximales

Ce type de critère prédit la charge et le mode de défaillance en comparant les contraintes avec les résistances correspondantes obtenues séparément. Ces critères excluent l'existence d'interactions entre les contraintes ou les déformations dans les axes des matériaux : les mécanismes de ruptures longitudinale, transversale ou en cisaillement sont supposés se produire indépendamment.

Selon le critère de la contrainte maximale, la rupture survient lorsque au moins un composant dépasse la valeur de la contrainte à la rupture correspondante, et la condition de rupture est exprimée sous la forme des sous-critères suivants, [106–108] :

$$\begin{aligned}
 X_{ci} &\leq \sigma_{11} \leq X_{ti} \\
 Y_{ci} &\leq \sigma_{22} \leq Y_{ti} \\
 |\sigma_{12}| &\leq S_i
 \end{aligned}
 \tag{Eq I. 9}$$

avec : $i = f$ pour indiquer la fibre et $i = m$ pour indiquer la matrice.

X_{ci} : résistance à la compression dans la direction longitudinale.

X_{ti} : résistance à la traction dans la direction longitudinale.

Y_{ci} : résistance à la compression dans la direction transversale.

Y_{ti} : résistance à la traction dans la direction transversale.

S_i : la résistance au cisaillement.

IV.2.2. Critères interactifs

Ces critères sont parfois appelés critères énergétiques faisant référence au critère de Von Mises pour les matériaux isotropes, [107,108]. Ces critères ne sont qu'une généralisation du critère de Von Mises pour les matériaux orthotropes. Les critères interactifs prennent en compte le couplage entre les différentes composantes du tenseur des contraintes.

Ces critères prédisent la charge de rupture en utilisant une équation polynomiale quadratique ou d'ordre supérieur impliquant tous les composants du tenseur des contraintes, [105]. La rupture est présumée lorsque l'équation est satisfaite. Il existe plusieurs critères interactifs dans la littérature, les critères les plus utilisés sont le critère de Tsai-Hill et le critère de Tsai-Wu.

Pour le critère de Tsai-Wu, la rupture d'un matériau anisotrope est atteinte lorsque l'équation suivante est vérifiée :

$$F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j = 1 \quad \text{avec } i, j = 1, 2, 3, \dots, 6 \quad (\text{Eq I. 10})$$

avec : les constantes F_i et F_{ij} qui sont les composantes de deux tenseurs respectivement de rang 2 et de rang 4.

L'équation I. 10 s'écrit sous la forme développée suivante :

$$\begin{aligned} & F_1 \sigma_1 + F_2 \sigma_2 + F_3 \sigma_3 + F_4 \sigma_4 + F_5 \sigma_5 + F_6 \sigma_6 \\ & + F_{11} \sigma_1^2 + 2F_{12} \sigma_1 \sigma_2 + 2F_{13} \sigma_1 \sigma_3 + 2F_{14} \sigma_1 \sigma_4 + 2F_{15} \sigma_1 \sigma_5 + 2F_{16} \sigma_1 \sigma_6 \\ & + F_{22} \sigma_2^2 + 2F_{23} \sigma_2 \sigma_3 + 2F_{24} \sigma_2 \sigma_4 + 2F_{25} \sigma_2 \sigma_5 + 2F_{26} \sigma_2 \sigma_6 \\ & + F_{33} \sigma_3^2 + 2F_{34} \sigma_3 \sigma_4 + 2F_{35} \sigma_3 \sigma_5 + 2F_{36} \sigma_3 \sigma_6 \\ & + F_{44} \sigma_4^2 + 2F_{45} \sigma_4 \sigma_5 + 2F_{46} \sigma_4 \sigma_6 \\ & + F_{55} \sigma_5^2 + 2F_{56} \sigma_5 \sigma_6 \\ & + F_{66} \sigma_6^2 = 1 \end{aligned} \quad (\text{Eq I. 11})$$

Certaines constantes F_i et F_{ij} sont nulles à cause de leur influence négligeable sur la résistance du matériau composite [109], les constantes négligées sont :

$$\begin{aligned}
 F_4 &= F_5 = F_6 = 0 \\
 F_{14} &= F_{15} = F_{16} = 0 \\
 F_{24} &= F_{25} = F_{26} = 0 \\
 F_{34} &= F_{35} = F_{36} = 0 \\
 F_{45} &= F_{46} = F_{56} = 0
 \end{aligned}
 \tag{Eq I. 12}$$

Par conséquent, l'équation (Eq I. 11) peut être réécrite comme suit, [108–110]:

$$\begin{aligned}
 &F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{33}\sigma_3^2 + F_{44}\sigma_4^2 + F_{55}\sigma_5^2 + F_{66}\sigma_6^2 \\
 &+ 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + 2F_{13}\sigma_1\sigma_3 + 2F_{23}\sigma_2\sigma_3 \\
 &+ F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + F_3\sigma_3 = 1
 \end{aligned}
 \tag{Eq I. 13}$$

où F_{ij} , et F_i sont déterminés par les expressions suivantes :

$$\begin{aligned}
 F_{11} &= \frac{1}{X_t X_c}; \quad F_1 = \frac{1}{X_t} - \frac{1}{X_c}; \quad F_{33} = F_{22} = \frac{1}{Y_t Y_c} \\
 F_3 = F_2 &= \frac{1}{Y_t} - \frac{1}{Y_c}; \quad F_{44} = \frac{1}{(S''')^2}; \quad F_{55} = F_{66} = \frac{1}{S^2} \\
 F_{13} = F_{12} &= -\frac{1}{2}\sqrt{F_{11}F_{22}}; \quad F_{23} = -\frac{1}{2}\sqrt{F_{22}F_{33}}
 \end{aligned}
 \tag{Eq I. 14}$$

avec : S'' : résistance au cisaillement transversal inter-laminaire.

S : résistance au cisaillement dans le plan.

IV.2.3. Critères séparatifs

Les critères dits "séparatifs" sont spécifiquement développés pour les composites unidirectionnels. Ce type de critère considère les constituants du composite (les fibres, la matrice et l'interface) comme des entités différentes. Ils séparent leurs mécanismes et leurs modes d'endommagement en maintenant toutefois les interactions entre les contraintes dans la matrice et l'interface. L'hypothèse forte de ce critère est l'indépendance entre les modes de rupture de la matrice et de la fibre. Le critère de Hashin est l'un des critères séparatifs les plus connus. Il est représenté dans sa formulation 3D par les équations suivantes, Eq I. 15-18 [94,110–113] :

- Rupture par traction dans la direction 1 : $\sigma_{11} \geq 0$

$$\sigma_{11} = X_t \tag{Eq I. 15}$$

- Rupture par compression dans la direction 1 : $\sigma_{11} < 0$

$$\sigma_{11} = X_c \tag{Eq I. 16}$$

- Rupture par traction dans la direction 2 : $(\sigma_{22} + \sigma_{33}) \geq 0$

$$\frac{(\sigma_{22} + \sigma_{33})^2}{Y_t^2} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S^2} = 1 \quad (Eq I. 17)$$

- Rupture par compression dans la direction 2 : $(\sigma_{22} + \sigma_{33}) < 0$

$$\frac{1}{Y_c} \left[\left(\frac{Y_c}{2S} \right)^2 - 1 \right] (\sigma_{22} + \sigma_{33}) + \frac{(\sigma_{22} + \sigma_{33})^2}{4S^2} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S^2} = 1 \quad (Eq I. 18)$$

où les termes σ_{ij} sont les composantes du tenseur de contraintes.

IV.3. Endommagement des matériaux composites et le concept de chute de rigidités

Les critères présentés précédemment distinguent les chargements causant la rupture (traction, compression et cisaillement) et les directions de la propagation de l'endommagement, [65]. La Figure I. 26 présente les différents modes d'endommagement selon le type de sollicitation et la direction de chargement. Ainsi, trois mécanismes particuliers ont retenu notre attention, [114,115] : (i) la rupture des fibres, (ii) la décohésion fibre/matrice et (iii) la fissuration transverse de la matrice (Figure I. 26). La rupture finale au niveau du pli est le résultat de l'accumulation de ces trois mécanismes élémentaires.

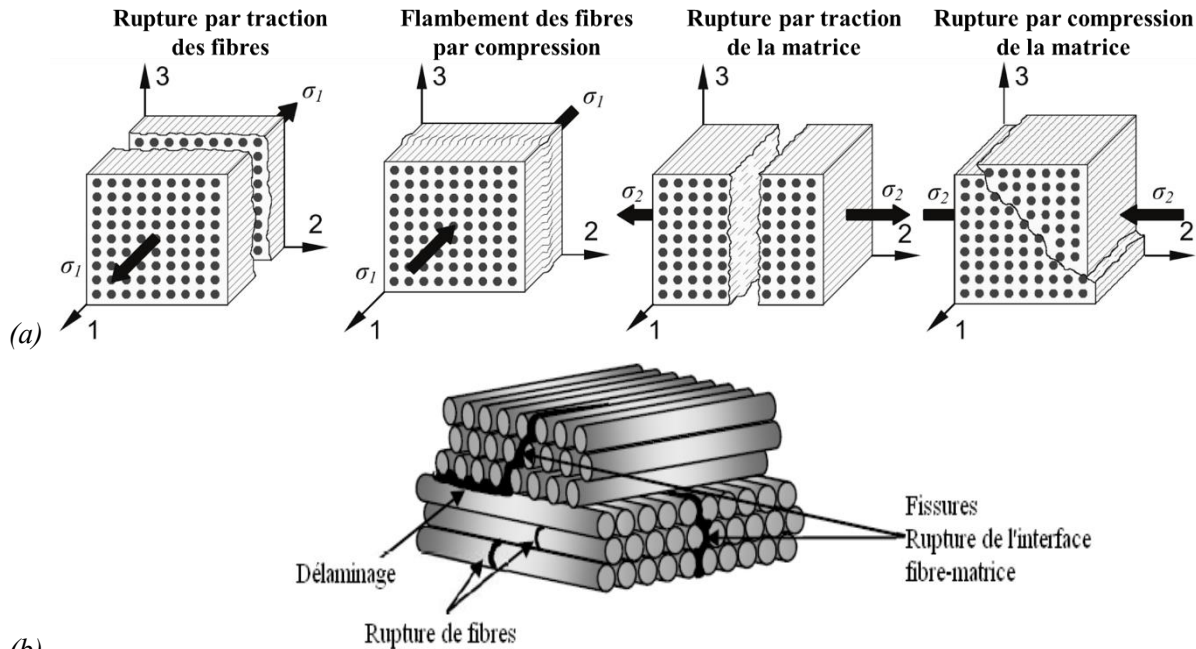


Figure I. 26. (a) Illustration des modes de rupture des composites, [65]; (b) localisation des modes d'endommagement des composites, [115].

La chute de rigidité est introduite dans la modélisation numérique afin de tenir compte de l'effet de l'endommagement sur le comportement local du matériau, ce concept est appliqué surtout pour la modélisation de l'opération de l'usinage, [106].

Une fois le critère de rupture vérifié, le matériau composite subira une perte permanente et irréversible de la capacité à résister à tout chargement dû à l'hypothèse de la propriété fragile élastique du matériau. Lorsqu'une défaillance se produit dans le composite, certaines propriétés du matériau sont dégradées en fonction du mode d'endommagement.

Comme il a été expliqué auparavant, le critère de rupture déclenche l'initiation de l'endommagement de l'élément sollicité, ce critère est suivi par une chute de rigidité pour suivre la progression de l'endommagement dans le matériau. Numériquement, à chaque itération (déplacement de l'outil pour l'usinage, par exemple) un calcul des contraintes, de déformation et des indices de rupture selon le critère est réalisé. Ce dernier déterminera la direction d'endommagement, ce qui permet d'identifier le constituant endommagé : fibre, matrice ou interface fibre/matrice. L'endommagement est déterminé par les équations suivantes :

$$E_{ij} = d_{ij} E_{ij}^0 \quad (\text{Eq I. 19})$$

$$G_{mn} = d_{mn} G_{mn}^0 \quad (\text{Eq I. 20})$$

$$\nu_{kl} = d_{kl} \nu_{kl}^0 \quad (\text{Eq I. 21})$$

avec : E_{ii} , G_{ij} , ν_{ij} représentent les modules élastiques et de cisaillement et les coefficients de poisson actualisés. E_{ii}^0 , G_{ij}^0 , ν_{ij}^0 représentent respectivement les modules élastiques et de cisaillement et les coefficients de poisson initiaux (du matériau sans endommagement). d_{ij} , d_{mn} , d_{kl} sont les variables d'endommagement.

V. Usinage des matériaux nids d'abeilles

En général, un matériau composite est la combinaison d'au moins deux matériaux différents formant une structure fonctionnelle. Les matériaux composites sont généralement utilisés pour leurs propriétés structurales et mécaniques, les plus connus sont composés par des renforts (fibre de carbone, verre, aramide) liés par une matrice (résine polymère, résine phénolique). L'utilisation des matériaux composites dans le domaine aéronautique et spatial augmente constamment. Des procédures de fabrication spécifiques sont utilisées afin d'élaborer la forme la plus proche possible de la pièce finale désirée, avec des propriétés bien précises (résistance mécanique, densité). 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 de l'usinage par outil de coupe. En effet, les principales opérations d'usinage réalisées sur les composites sont le détourage, le tronçonnage, le surfacage et le perçage. En raison des propriétés mécaniques différentes des matériaux constituant la plaque composite, leur usinabilité reste un problème récurrent pour les industriels.

V.1. Opérations de parachèvement et mise en forme des nids d'abeilles

La préparation des matériaux d'âme en nid d'abeilles avec les deux méthodes de fabrication détaillées précédemment (méthode par expansion ou par ondulation) conduit à des blocs avec une épaisseur régulière. Cependant, des opérations de parachèvement sont souvent nécessaires, soit sur les âmes en nid d'abeilles nues ou sur les matériaux sandwichs. Les

opérations habituellement réalisées sont par exemple le détournage et le surfaçage de pièces, la découpe de préforme et l'usinage de forme (Figure I. 27). Dans le cas des pièces sandwichs, on trouve fréquemment des inserts métalliques recevant les dispositifs de fixation. Cela nécessite la réalisation de perçage pour l'assemblage des inserts.



Figure I. 27. Exemples d'opération d'usinage sur des pièces en nid d'abeilles.

Dans l'industrie aéronautique et automobile, l'utilisation de formes complexes pour des performances mécaniques ou aérodynamiques renforce le besoin en usinage pour réaliser les formes. Parmi les géométries complexes, on trouve la géométrie des pales d'hélicoptère [9,12] (Figure I. 28), et la partie avant du museau des voitures de course Formule 1, [116].

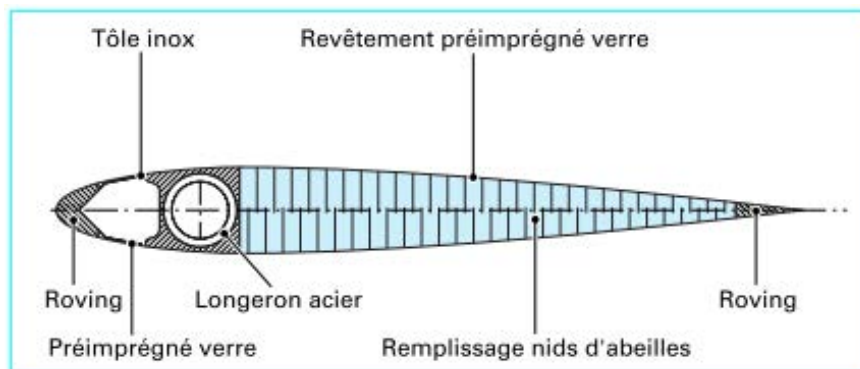


Figure I. 28. Forme complexe de la structure en nid d'abeilles pour le remplissage d'une pale d'hélicoptère, [9].

Toutefois, face aux difficultés de l'usinabilité des âmes en nid d'abeilles, leur utilisation est restée limitée. La complexité principale de l'usinage des nids d'abeilles est due à la propriété structurale telle que la faible rigidité en flexion locale des parois des cellules. C'est un matériau qui se caractérise par sa légèreté et sa faible densité, mais montre une fragilité des parois de le nid d'abeilles, [117].

Les développements et les avancées de la mise en forme des structures nid d'abeilles par usinage relèvent pratiquement du domaine confidentiel. Le niveau d'expertise au sein de la communauté scientifique est plus faible que pour les matériaux métalliques ou les composites traditionnels. Peu d'études traitent l'usinage de ces matériaux et les phénomènes liés aux interactions outils /nid d'abeilles. De ce fait, plusieurs verrous scientifiques et technologiques restent à lever. On s'attache dans ce qui suit à présenter les éléments de la littérature concernant l'usinage de ces matériaux en montrant leurs limitations.

V.2. Outils pour l'usinage des matériaux en nid d'abeilles

Plusieurs fournisseurs proposent différents outils qui se caractérisent par une géométrie et une conception quasi unique. Cette variété d'outils est due aux différents types d'opérations d'usinage, aux différents matériaux utilisés pour la fabrication des nids d'abeilles et aux configurations complexes.

La Figure I. 29 présente les principales familles d'outils utilisés pour l'usinage des matériaux en nid d'abeilles. Ils se caractérisent par leurs géométries spécifiques, [118–121].

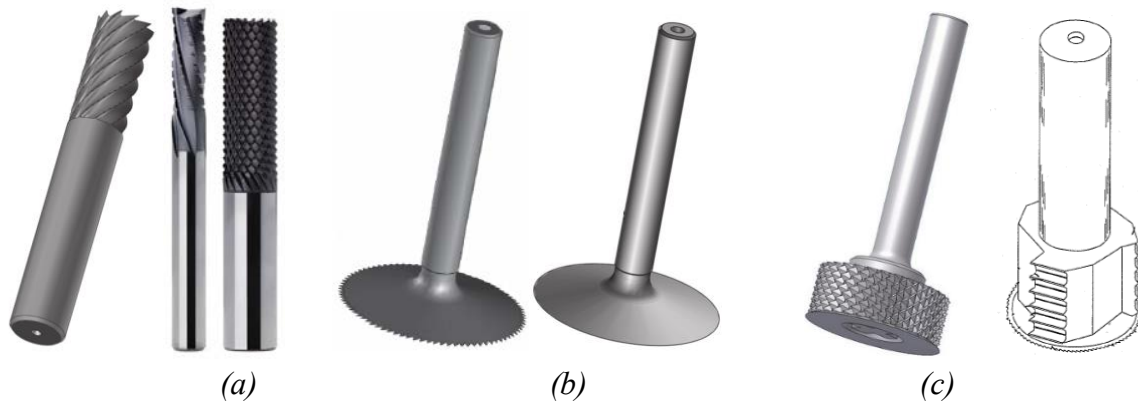


Figure I. 29. Famille d'outils utilisés pour l'usinage de nid d'abeilles : (a) outil monobloc, [120,122] ; (b) outil soupape, [120] ; (c) outil combiné, [120,121].

Trois configurations d'outils sont généralement proposées : des outils monobloc, des outils soupapes et des outils combinés. Les outils monobloc ressemblent aux outils de détournage et aux alésoirs avec des hélices tranchantes qui contiennent des brises copeaux dans certains cas. On trouve aussi les outils en forme de soupapes circulaires lisses ou dentées. Ces outils sont utilisés pour découper les parois de nid d'abeilles. La troisième configuration est une combinaison entre les deux conceptions précédentes. L'outil combiné se décompose en deux parties essentielles : le corps d'outil qui ressemble aux outils monobloc avec des brises copeaux sur les hélices et une lame circulaire qui peut contenir des dents. Chacun de ces composants se caractérise par plusieurs propriétés géométriques dans le but de perfectionner l'usinage des matériaux nid d'abeilles. La lame circulaire comporte un bord affûté pour découper proprement le matériau. Le corps d'outil de coupe des nids d'abeilles ne permet pas juste l'évacuation des copeaux ou l'enlèvement de la matière, mais il assure une opération de déchetage des parois de nid d'abeilles découpées précédemment par la lame [123,124]. Cet organe produit des conditions favorables pour faciliter l'usinage.

V.3. Usinage par des méthodes conventionnelles

Compte tenu de la propriété alvéolaire du nid d'abeilles, plusieurs processus d'usinage spécifiques ont été mis au point par les industriels afin de faciliter l'usinage et améliorer la qualité finale des surfaces usinées. Ces méthodes ont été initiées dans les années 1950 /1960. Afin de s'affranchir de l'effet de structure. La première méthode développée consiste à remplir les cellules par un produit tiers et rendre la structure continue afin de limiter la création des bavures dans le cas de l'usinage de nid d'abeilles en matériaux métalliques. Certains travaux ont proposé de remplir ces cavités par de l'eau gelée (Figure I. 30-a) [125]. Le liquide solidifié

maintient le nid d'abeilles en place pendant l'usinage, et empêche les grandes déflexions des parois. Cette méthode facilite aussi le maintien du bloc de nid d'abeilles sur la machine lors de l'usinage, [126]. Cette méthode est utilisée avec les nids d'abeilles qui ne présentent pas des problèmes de contact avec de l'eau. Elle est conseillée notamment pour l'usinage des nids d'abeilles en aluminium contrairement aux nids d'abeilles en Nomex®.

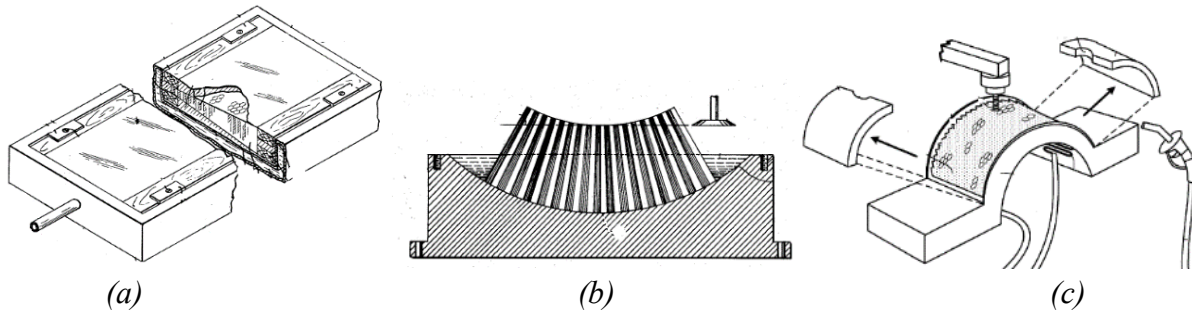


Figure I. 30. (a) Solidification avec de l'eau gelée, [126] ; (b) Solidification partielle avec de l'eau gelée, [127] ; (c) Solidification avec de l'azote liquide, [128].

Dans le même cadre, et compte tenu de la capacité hygrothermique du Nomex® envers l'absorption d'eau, l'utilisation de la précédente procédure n'est plus valable pour ce type de nid d'abeilles. Ainsi, une autre procédure a été développée, qui consiste à maintenir le nid d'abeilles en forme rigide sans se déformer lors de l'usinage par une résine solidifiée à froid dans les cellules de la structure. Après usinage, il suffit d'exposer la structure à la température ambiante pour se débarrasser de la résine qui couvre les parois de nid d'abeilles, [129].

Pour répondre à la même problématique et afin d'améliorer la cadence de l'usinage, certains industriels ont eu recours à une mousse expansée introduite dans les cellules du nid d'abeilles. Cela permet d'augmenter la vitesse d'avance lors de l'usinage et d'exercer l'usinage avec des angles de coupe sévères dans le cas de nid d'abeilles avec des épaisseurs minces, [130].

Une autre technique consiste à déformer le nid d'abeilles, en profitant de sa flexibilité, dans un moule possédant une empreinte de la forme géométrique souhaitée. Par la suite, et avant l'opération d'usinage, la forme est figée en utilisant l'eau gelée (Figure I. 30-b) ou l'azote liquide (Figure I. 30-c) pour maintenir la forme souhaitée de la structure pendant l'usinage, [127,128].

L'ensemble de ces méthodes n'est pas adapté aux pratiques industrielles. Les contraintes de mise en œuvre sont un frein à leur utilisation d'une manière étendue.

V.4. Difficultés rencontrées lors de l'usinage des matériaux nid d'abeilles

Le problème essentiel de ce type d'usinage est associé à la qualité de la surface obtenue. Nasedkin *et al.* [131] ont usiné du papier d'aramide, constituant du nid d'abeilles Nomex®, avec un outil diamant abrasif et avec un laser CO₂. La Figure I. 31 montre les deux surfaces obtenues après usinage. Des fibres non coupées d'aramide sont observées sur la surface usinée par l'outil diamant, par contre une surface propre est générée par l'usinage avec laser. Ces défauts d'usinage affectent le comportement du papier d'aramide avec une baisse de la résistance à la compression de 245MPa à 196 MPa, les fibres non coupées induisent des fissures dans le matériau composite, ce qui facilite son endommagement.

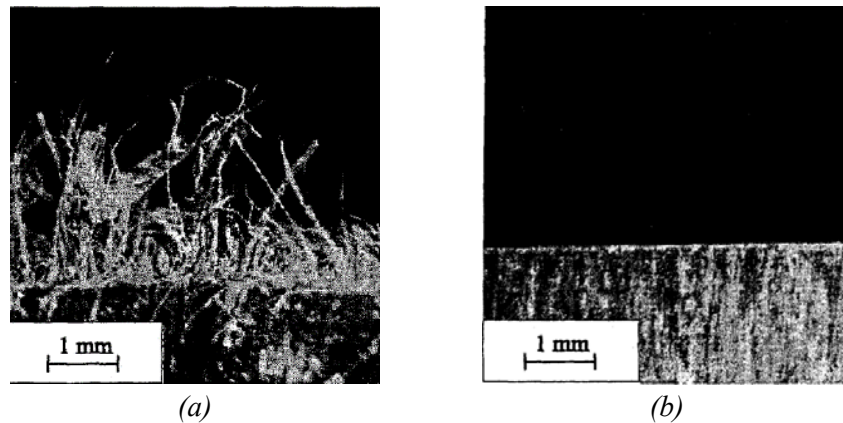


Figure I. 31. Qualité de la surface usinée : (a) Fibres non coupées, usinage avec outil diamant ; (b) surface propre usinée avec un laser, [131].

La composition des parois du Nomex® définie par des fibres d'aramide et de la résine phénolique fait référence pour son usinage à celui des structures composites. L'usinage des composites présente différents défauts de mise en forme. Ils sont différents de ceux observés lors de l'usinage des métaux à cause des constituants des matériaux composites (fibres et résine). Les différents types d'endommagements induits par l'usinage sont de type :

- thermique : brûlure de la matrice, ...
- chimique : destruction des liaisons fibre/matrice, reprise en eau de la matrice.
- mécanique : arrachement de fibres, Délaminage, fissuration du matériau, ...

L'endommagement thermique est dû au frottement entre l'outil et le matériau. Dans le cas du perçage, la dégradation thermique est intensifiée par le frottement du listel du foret avec la paroi du trou, associée à une vitesse de coupe trop élevée. L'endommagement thermique se traduit par une élimination locale de la matrice et par la mise à découvert des fibres. C'est un phénomène facilement maîtrisable par un bon contrôle de la vitesse de rotation de l'outil.

L'endommagement chimique est essentiellement observé lors de l'usinage assisté par lubrification, il dépend de la vitesse de reprise en eau du matériau et du temps de maintien sous forte humidité. Il se traduit par une décohésion fibre/matrice pouvant générer dans le temps des fissures ou un délaminage. Ainsi, l'usinage 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 le délaminage et les arrachements des parois. Ces endommagements 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 la rupture et la limite d'endurance en fatigue. Ils sont systématiquement réparés, et de ce fait induisent un surcoût de fabrication.

Généralement, les matériaux composites sont considérés comme des matériaux fragiles à cause de leurs compositions. Ce comportement différencie les dégâts et les défauts d'usinage observés sur ce type de matériau par rapport à ceux des métaux. Les défauts d'usinage peuvent être classés selon leur localisation et le constituant affecté. Pour les défauts localisés sur la surface usinée, l'endommagement se résume à des fibres non coupées, à de l'arrachement de

matière et à de la dégradation thermique de la résine, [132–137], Figure I. 32. Ces défauts dépendent essentiellement des conditions de coupe utilisées. Les faibles vitesses de coupe de l'outil favorisent l'apparition des fibres non coupées et l'arrachement de la matière. Krapt *et al.* [138] ont constaté que l'augmentation de la vitesse de rotation de 2500 tr/min à 3000 tr/min lors du fraisage du CFRP permet un usinage sans fibres non coupées et donne une finition plus propre de la surface.

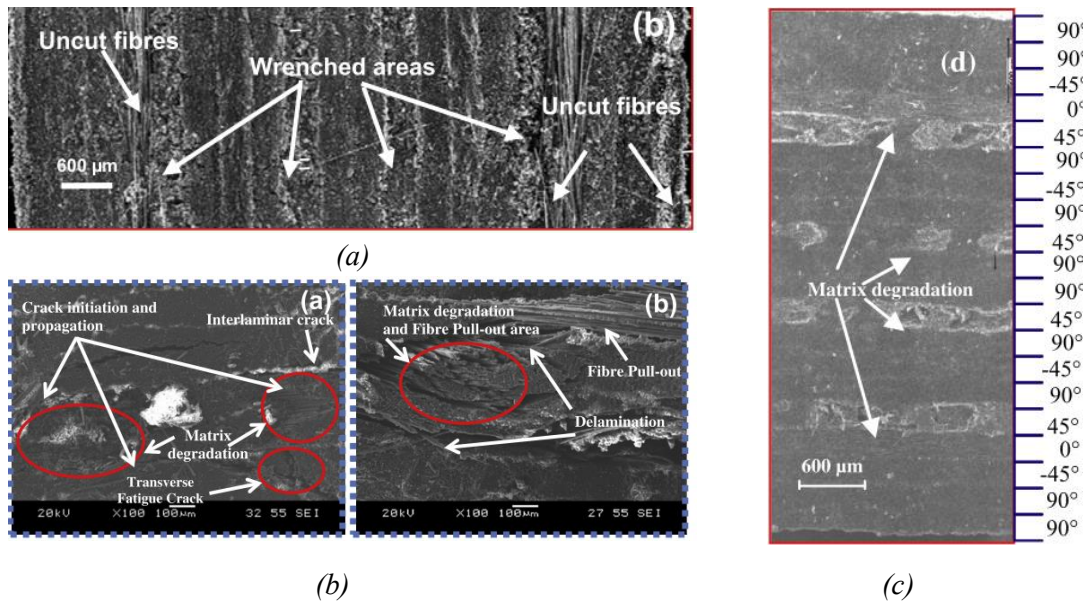


Figure I. 32. Micrographies MEB montrant les défauts d'usinage des composites : (a) zone d'arrachement et fibres non coupées lors de la coupe du CFRP, [135] ; (b) délaminage inter-plis, Initiation et propagation des fissures dans le CFRP lors du perçage, [136] ; (c) Dégradation thermique de la résine lors du détournage, [139].

En comparant le défaut des fibres non coupées généré lors de l'usinage du nid d'abeilles Nomex® (Figure I. 31) et celui des matériaux composites CFRP (Figure I. 32), il est clair que la longueur des fibres non coupées est différente, les fibres non coupées dans le cas de l'usinage du Nomex® sont de taille plus importante. Ceci s'explique par la difficulté de la coupe des fibres d'aramide car, contrairement aux autres fibres (carbone, verre), celles-ci ne sont pas fragiles ou cassantes, [140].

Pour le nid d'abeilles en aluminium, les endommagements subis par la structure lors de l'usinage sont différents. Le comportement ductile des parois d'aluminium et les fines parois favorisent l'apparition des bavures dans les cellules. La Norme ISO 13715 définit la bavure comme un « reste rugueux de matière laissée à l'extérieur de la forme géométrique idéale d'une arête extérieure soit par l'usinage soit par le procédé de formage » [141,142]. Ce qui constitue «une détérioration de la matière» selon la norme NF E81-010 [143]. Dans le nid d'abeilles, les bavures ont tendance à refermer les cellules, (Figure I. 33) [144].

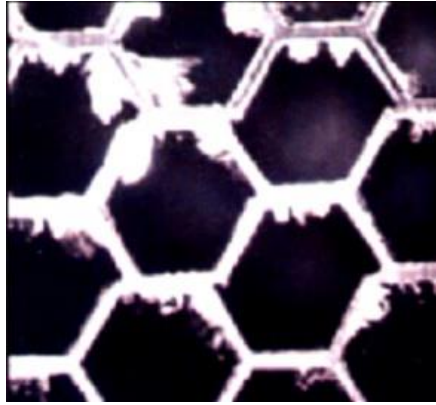


Figure I. 33. Bavure à la fin d'opération d'usinage, [144].

Mendoza *et al.* [121] ont conçu un outil de coupe tenant compte des endommagements subits par la structure nid d'abeilles lors de l'usinage et des conditions opératoires choisies. Plusieurs conceptions ont été proposées et le critère discriminant pour le choix d'outil est le taux de bavure engendré pour le nid d'abeilles en aluminium.

A cause de la ductilité de l'aluminium, ce dernier subit la formation de la bavure lors de sa mise en forme. Ce défaut d'usinage est préjudiciable à son utilisation ultérieure. L'origine de la formation de la bavure est la déformation plastique générée en usinage par l'avance de l'outil de coupe. Elle est due à l'insuffisance de la résistance à la déformation plastique du matériau. Ce dernier est par conséquent déformé et plié au-delà du bord de la pièce [145–147]. De façon générale, quatre situations de formation de bavure peuvent être constatées : (a) déformation complète ou bavure positive, (b) déformation avec fracture, (c) fracture avec une légère déformation et (d) fracture complète ou bavure négative, Figure I. 34.

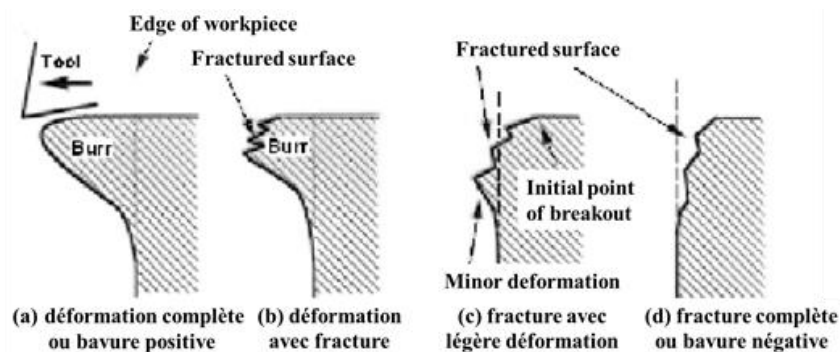


Figure I. 34. Différents types de bavure, [145].

Lors de l'usinage de l'aluminium, il existe plusieurs variétés de bavures selon son emplacement dans la pièce usinée et l'opération d'usinage effectuée. La Figure I. 35 résume les différents emplacements susceptibles de voir l'apparition de bavure pour l'opération de fraisage et de perçage. Parmi les bavures les plus connues [145], il existe : les bavures supérieures, les bavures latérales, les bavures d'entrée et les bavures de sortie.

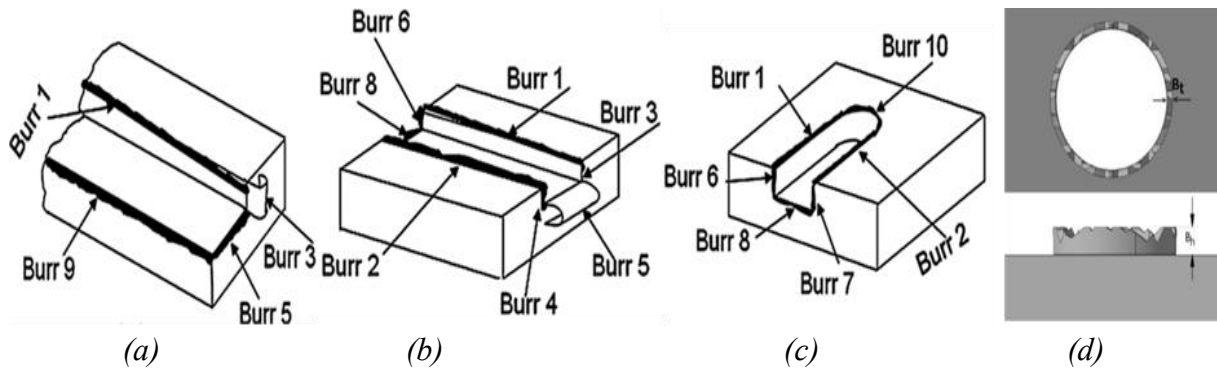


Figure I. 35. Différents emplacements de bavure selon l'opération d'usinage utilisée [148–150] : (a) épaulement ; (b) rainurage ; (c) rainure borgne ; (d) perçage. Avec : Burr 1 : Bavures supérieures (en opposition) ; Burr 2 : Bavures supérieures (en avalant) ; Burr 3 : Bavures de sortie latérale (en opposition) ; Burr 4 : Bavures de sortie latérale (en avalant) ; Burr 5 : Bavures de sortie centrale ; Burr 6 : Bavures d'entrée latérale (en opposition) ; Burr 7 : Bavures d'entrée latérale (en avalant) ; Burr 8 : Bavures d'entrée centrale ; Burr 9 : Bavures inférieure latérale (fraisage épaulement) ; Burr 10 : Bavures supérieures centrales (fraisage borgne).

Les bavures sont caractérisées par leurs formes et leurs dimensions, Figure I. 36. Une première méthode de quantification consiste à mesurer l'épaisseur, la largeur et la longueur de la bavure [149–154], la deuxième méthode consiste à mesurer la surface du profil de la bavure, [145,155].

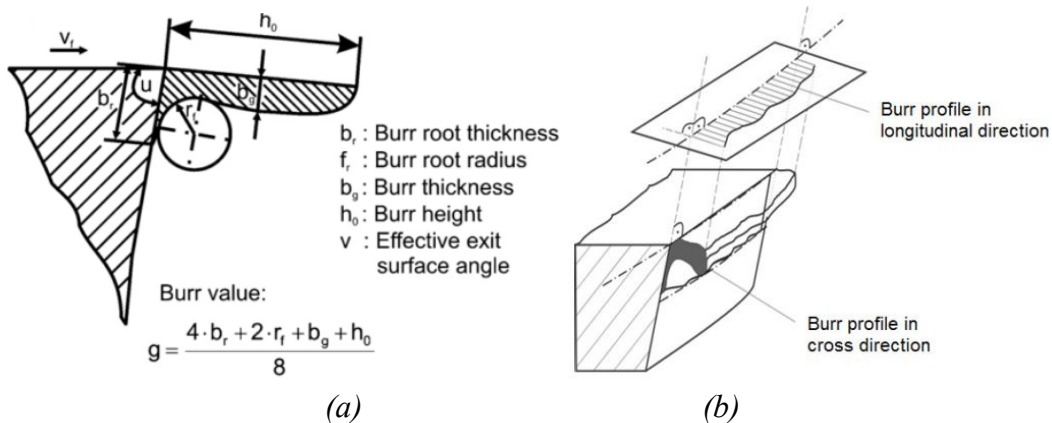


Figure I. 36. (a) Caractérisation des paramètres géométrique d'une bavure, [156] ; (b) Méthode de mesure de la surface d'une bavure, [155].

La formation de bavure est bien influencée par les conditions de coupe, Tiabi [145] dans son étude a analysé l'influence de plusieurs paramètres de coupe sur différents types de bavure observée lors du fraisage de l'aluminium. Il a démontré que chaque type de bavure (voir Figure I. 37) a son paramètre influent, ainsi, un paramètre peut être négligé pour un type de bavure et avoir un poids important pour un autre. En accord avec Tiabi [145], Niknam [155] a trouvé que la profondeur de coupe, l'avance par dent et l'outil sont les paramètres dominants pour la plupart des bavures.

Type et localisation des bavures	Facteurs testés				
	A Vitesse de coupe	B Vitesse d'avance	C Profondeur de coupe	D Matériau de la pièce	E Revêtement de l'outil
SC Bavures de sortie	2	4*	1	5*	3
EC Bavures d'entrée	4*	3	5*	1	2
ED Bavures d'entrée latérales	4*	2	3	1	5*
SG Bavures de sortie latérales	5*	3*	2	1	4*
G-sup Bavures supérieures	2	1	3*	5*	4*
D-sup Bavures supérieures	3	4*	2	5*	1
η_s Indice d'occupation des bavures	2	5	3	4	1

(*) indique que les facteurs sont statistiquement non influents à l'intervalle de confiance de 95%.

Figure I. 37. Résumé des facteurs les plus influents sur les bavures, [145].

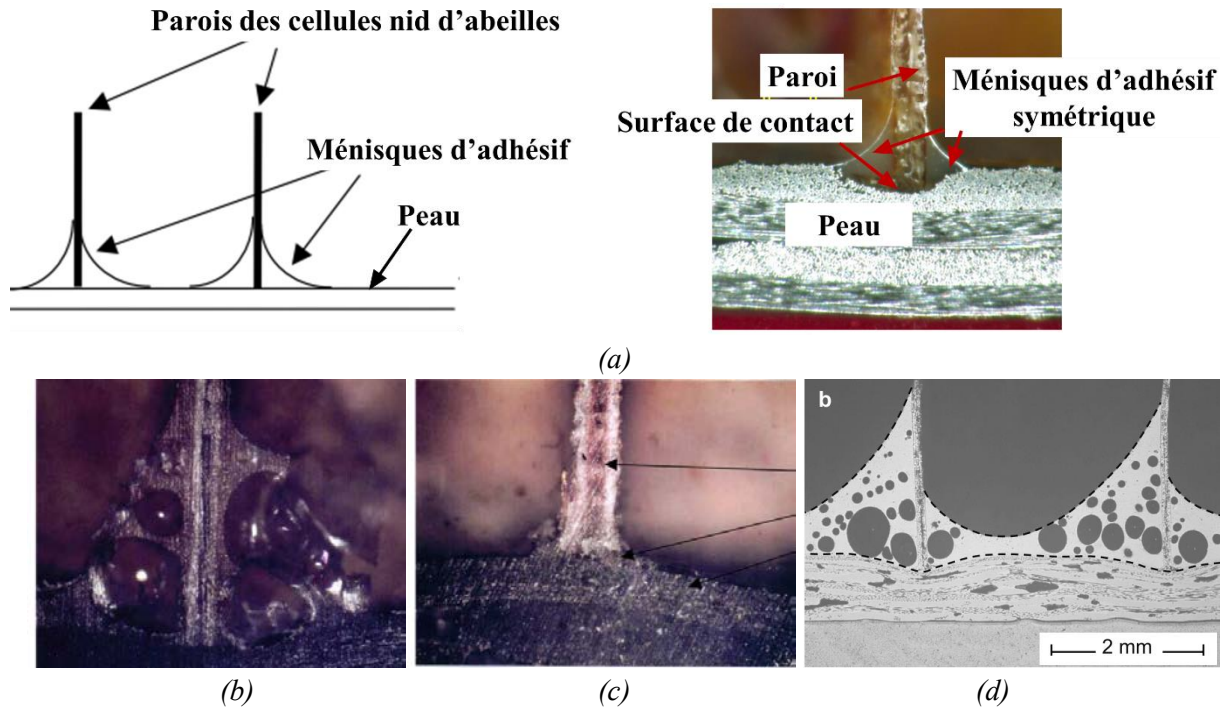
Généralement, les industriels imposent des qualités de surface bien précises avec des tolérances étroites pour chaque pièce finale usinée. Cela permet de garantir les fonctions et le niveau de comportement mécanique souhaité. Depuis longtemps, la qualité de surface des pièces usinées est caractérisée par les critères de rugosité. Le même critère est appliqué pour les surfaces usinées des matériaux métalliques et composites. L'endommagement subit par la surface usinée du composite rend les rugosités obtenues peu fiables [157], le composite peut avoir des fibres non coupées et/ou arrachées qui représentent un défaut supérieur au défaut de rugosité (défaut de forme), [131,135,136]. On note également que la rugosité déterminée par un rugosimètre à contact ne représente pas fidèlement le profil réel à cause de l'action mécanique du palpeur qui provoque des déformations locales des fibres dépassant la surface usinée, [158,159].

Pour l'usinage des alliages d'aluminium, la rugosité représente les irrégularités générées par l'outil de coupe et leur usure. Ces irrégularités sont des stries et des sillons gravés par l'arête de coupe sur la surface usinée lors de son passage pour l'enlèvement de la matière. Toutefois, cette mesure ne permet pas de prendre en compte la bavure formée lors de l'usinage des alliages d'aluminium. Les bavures se présentent comme un défaut de forme que la rugosité ne peut pas quantifier et ainsi définir la qualité de surface usinée.

La rugosité ne se corrèle pas toujours avec l'ampleur des endommagements observés visuellement, en particulier des endommagements en subsurface (déchaussement des fibres, fissures, arrachements pour le cas des composites), [157]. Ainsi, l'emplacement et la répartition de l'endommagement sur la surface usinée ne sont généralement pas représentés par la rugosité. D'autres critères de qualification représentatifs des défauts d'usinage ont été mis en place dans plusieurs études, [133,160–168].

V.5. Importance de la qualité de surface des nids d'abeilles usinés

La qualité de surface des nids d'abeilles est d'une importance primordiale pour leur utilisation dans les structures sandwichs. La surface usinée est en contact direct avec les peaux du sandwich. Le mauvais assemblage du matériau sandwich affecte sa résistance au pelage, l'assemblage est effectué par une bande d'adhésive reliant la surface usinée du nid d'abeilles à la peau, Figure I. 38-a



En effet, les causes du mauvais collage sont :

- La composition chimique de la résine (adhésive), Figure I. 38-b : les propriétés chimiques de la résine de la bande adhésive entre le nid d'abeilles et les peaux déterminent sa capacité à maintenir la structure sandwich sans pelage des peaux lors des sollicitations mécaniques. Les interactions moléculaires au sein de l'adhésif détermineront sa viscosité ainsi que sa température de fusion qui est déterminantes pour un bon assemblage. Ces propriétés permettent à la résine de bien former les ménisques de part et d'autre des parois de nid d'abeilles. Tandis que, le dégazage couramment observé lors de la cuisson, l'absorption de l'humidité et l'hydrolyse de l'adhésif présentent un problème pour son rôle de maintien, ces défauts d'origine chimique engendrent la création des microfissures au sein des ménisques et causeront la rupture de la liaison entre les parois du nid d'abeilles et les peaux de la structure sandwich, [169,170].
- La cuisson et la méthode de préparation du matériau sandwich, Figure I. 38-c et d : le défaut observé se présente par des filets de colle plus petits et presque inexistantes ou un

déséquilibre de part et d'autre des parois de nid d'abeilles. Cela est attribué à la pression exercée (Cuisson en Autoclave ou en Etuve) lors de la cuisson et la quantité d'adhésif utilisée, [169]. La température de cuisson n'a pas d'effet car elle est insuffisante pour réduire la viscosité de la résine et faciliter l'écoulement entre les parois, [65].

- Qualité de surface usinée du nid d'abeilles, Figure I. 39 : la qualité de surface de nid d'abeilles affecte directement la formation des filets d'adhésif [171,172], les fibres non coupées, le délaminage des parois doubles et la planéité de la surface des parois engendrent un déséquilibre de la quantité de résine de part et d'autre des parois. Ce type de défaut entraîne la défaillance de la structure sandwich, [171].

Les défauts d'usinage engendrent des anomalies au niveau du ménisque créé de part et d'autre des parois du nid d'abeilles afin de maintenir l'assemblage, Figure I. 39.

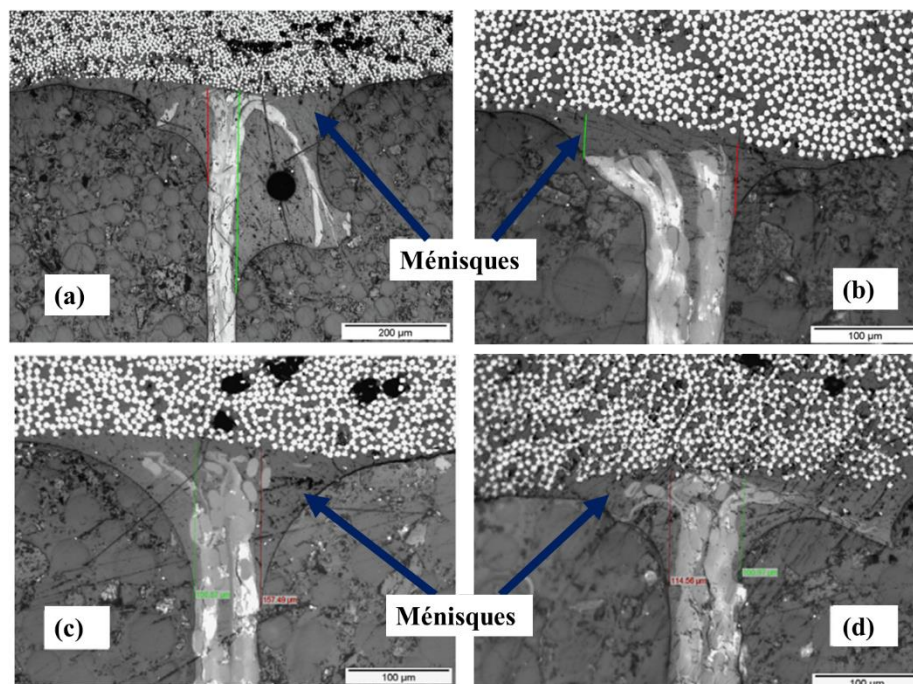


Figure I. 39. Différents déséquilibres de formation de ménisque de la bande d'adhésive causés par : (a) une fibre non coupée ; (b) un délaminage de la double paroi ; (c) l'arrachement d'une paroi ; (d) un écrasement de la surface de paroi, [172].

Khan [171] s'est intéressé à l'effet de la qualité de surface du nid d'abeilles sur le comportement de la structure sandwich. Trois différentes qualités de surface ont été étudiées. La première représente une qualité médiocre avec des fibres non coupées, entraînant un déséquilibre prononcé du ménisque. Ces fibres entravent le flux d'adhésif ainsi que la formation du ménisque, Figure I. 40-a. Ces fibres provoquent des impuretés dans la résine qui présentent des zones de faiblesse et engendrent des fissures après la polymérisation de la résine, [172]. La deuxième surface étudiée est obtenue par usinage ultrasonique et présente un état de surface proche de la première avec moins de fibres non coupées. La baisse de la densité des fibres non coupées diminue le déséquilibre du ménisque (Figure I. 40-b). Finalement une surface bien propre a été utilisée et un ménisque équilibré a été identifié (Figure I. 40-c). Les fibres non coupées représentent le défaut le plus nocif à la formation du ménisque. Ils affectent la résistance de la structure sandwich par l'apparition de fissures dans la bande adhésive.

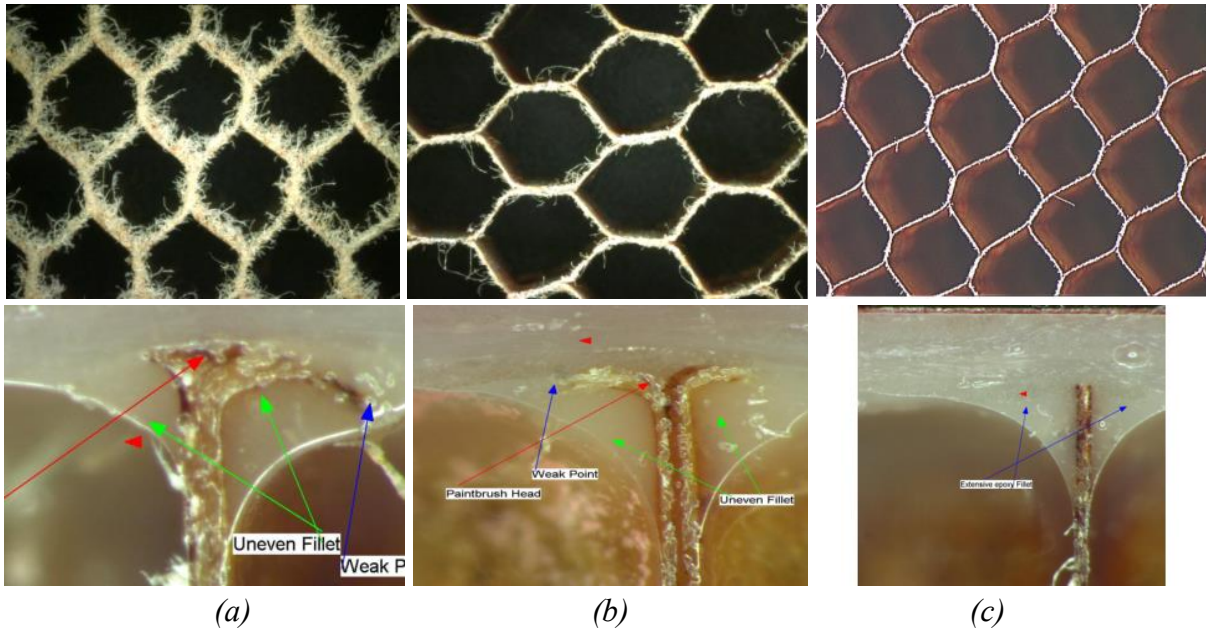


Figure I. 40. Corrélation entre la qualité de la surface usinée et le défaut observé au niveau de la bande adhésive de l'assemblage des structure nid d'abeilles, [171] : (a) qualité de surface médiocre contenant des fibres non coupées ; (b) qualité de surface médiocre contenant du délaminage des doubles parois et des fibres non coupées ; (c) meilleure qualité de surface.

V.6. Modélisation de l'usinage des matériaux en nid d'abeilles

En 2017, Qiu *et al.* [88] ont effectué une étude de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium 3003 avec un outil contenant 8 dents comportant chacune des brises copeaux, Figure I. 41-a. Ils ont proposé une modélisation numérique de l'opération de fraisage. Les auteurs ont utilisé la périodicité de la structure alvéolaire afin de simplifier la modélisation en représentant juste une paroi de la cellule et une seule dent, Figure I. 41-b et c. Cela permet d'identifier l'angle de coupe généré entre chaque paroi et chaque dent active. La simulation permet d'identifier les efforts de coupe générés par dent lors de l'usinage et la somme de ces efforts représente l'effort de coupe globale de l'usinage.

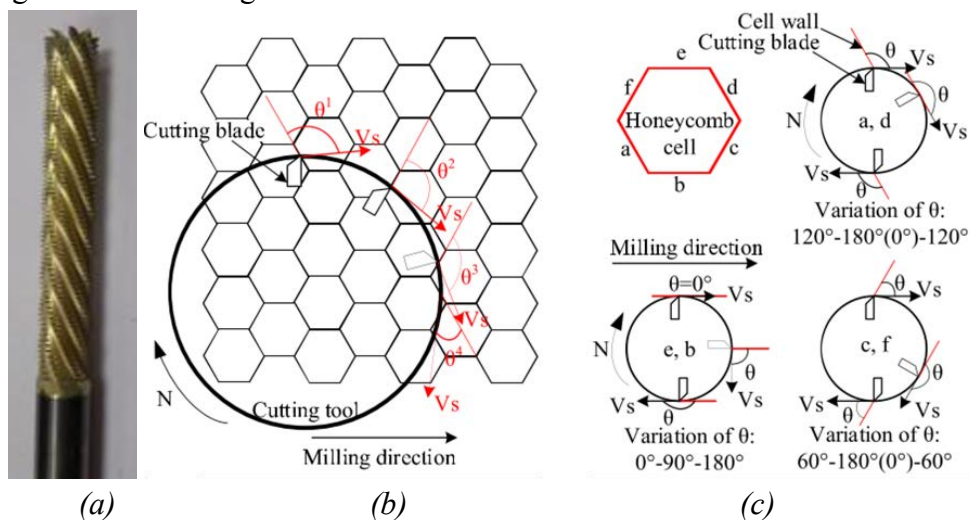


Figure I. 41. (a) Outil de coupe ; (b) variation de l'angle d'entrée θ pour différentes positions d'une dent ; (c) variation de θ pour chaque paroi d'une cellule.

Dans un premier temps, un comportement mécanique isotrope est attribué à la paroi mince simulée avec un module d'Young $E= 69 \text{ GPa}$, une densité $\rho= 2730 \text{ kg/m}^3$, un coefficient de poisson $\nu= 0.33$ et une limite élastique $\sigma_{0.2}= 85 \text{ MPa}$. La rupture des éléments est contrôlée par le critère des matériaux ductiles Cockcroft & Latham. Selon les recommandations de Chandler [173], l'usinage des nids d'abeilles se caractérise par une vitesse de rotation élevée, les vitesses 6000, 8000 et 10000 tr/min ont été testées dans l'étude de Qiu *et al.* [88] avec des vitesses d'avance variant entre 100 et 500 mm/min.

La Figure I. 42 montre le schéma du processus d'usinage numérique avec une seule dent. Plusieurs simulations sont effectuées selon l'angle d'entrée entre les dents et les parois du nid d'abeilles. Ainsi, les efforts de coupe obtenus pour chaque simulation sont regroupés dans un repère unique global afin de déterminer les efforts de coupe générés par l'outil lors de l'usinage de nid d'abeilles.

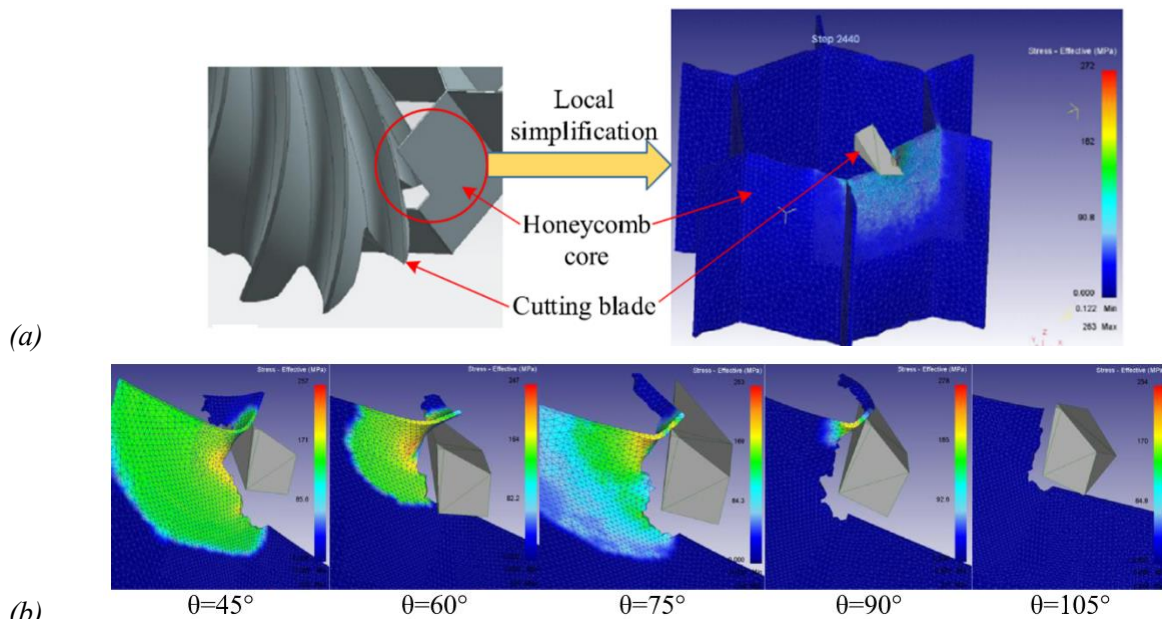


Figure I. 42. (a) Schéma du processus de simulation de la coupe de cellules en nid d'abeilles ;
(b) Processus de coupe d'une paroi sous différents angles d'entrée.

Généralement, les efforts de coupe sont générés par déformation élastique et plastique du matériau, ceci génère un premier frottement entre le copeau et la face de coupe et un deuxième frottement entre la surface usinée et la face de dépouille de l'outil causé par le rebond du matériau. Dans le cas de la coupe du nid d'abeilles, l'épaisseur mince des parois réduit le contact et le frottement entre la matière usinée et l'outil. Ainsi, le frottement entre l'outil et les parois minces du nid d'abeilles est négligé et un coefficient de frottement de 0.2 a été considéré dans la modélisation. Les efforts de coupe générés lors de l'usinage sont faibles et ne dépassent pas 4N (Figure I. 43), par contre malgré les faibles efforts, l'usinage du nid d'abeilles en aluminium génère de la bavure due au pliage des parois mince. D'après les auteurs, l'augmentation des efforts de coupe favorise l'apparition des bavures. La vitesse de rotation de l'outil a moins d'influence sur les efforts de coupe par rapport à la vitesse d'avance, ainsi une tendance approximativement linéaire de l'augmentation des efforts avec la vitesse d'avance est constatée. Les auteurs suggèrent un usinage à des faibles vitesses d'avance d'outil pour réduire les bavures et obtenir des faibles efforts de coupe.

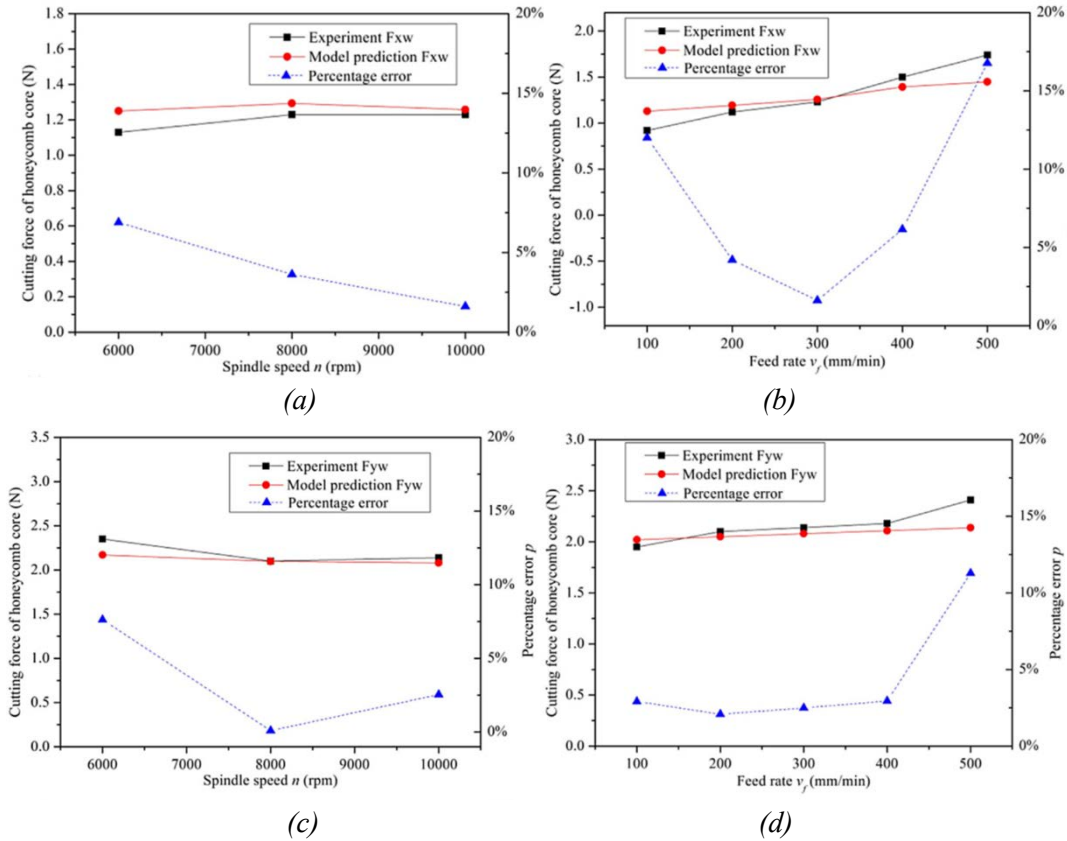


Figure I. 43. Comparaison entre les efforts de coupe numériques et expérimentaux pour différentes conditions : (a) F_x à $V_f = 300$ mm/min, (b) F_x à $N = 10\,000$ tr/min, (c) F_y à $V_f = 300$ mm/min, (d) F_y à $N = 10\,000$ tr/min.

Le comportement des efforts de coupe observé par Qiu *et al.* [88] lors de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium est proche à celui observé lors de la coupe des alliages d'aluminium classiques. Généralement, la diminution de la vitesse de coupe réduit les efforts d'usinage indépendamment de la résistance de l'alliage d'aluminium. Cette diminution est causée par la baisse des contraintes de cisaillement dans la zone de cisaillement primaire et secondaire en raison de l'augmentation de la chaleur générée par frottement lors de la coupe, [174–177]. L'augmentation de la vitesse d'avance par dents augmente les efforts de coupe car la quantité de matière enlevée devient plus importante, [155,177–179]. L'effort d'écrasement F_z est l'effort de coupe le plus faible en comparaison avec les deux autres composantes (Figure I. 44).

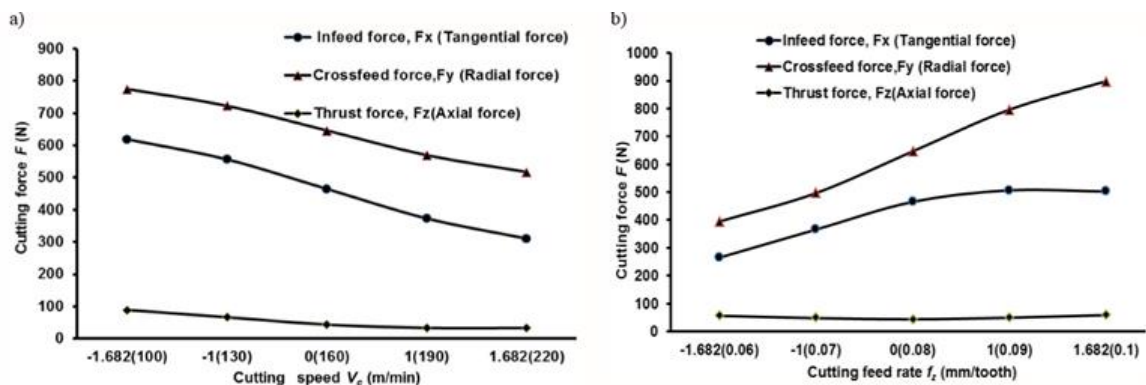


Figure I. 44. Evolution des efforts de coupe en fonction de : (a) vitesse de coupe ; (b) vitesse d'avance, [174].

Lors de l'usinage des matériaux composites, l'effort de coupe moyen F_m augmente avec la vitesse d'avance et diminue avec la vitesse de rotation (Figure I. 45-a). Ceci s'explique par la fragilité du matériau composite et les modes de rupture engendrée lors de l'usinage. Mathivanan *et al.* [180], dans leur étude sur l'usinage du GFRP, ont montré une évolution similaire de l'effort en fonction de la vitesse d'avance, par contre, un comportement contradictoire en fonction de la vitesse de rotation est observé avec une augmentation des efforts (Figure I. 45-b). Cette contradiction est probablement due aux autres paramètres de coupe tels que la profondeur de coupe et l'orientation des fibres. Généralement, il est connu que les efforts de coupe diminuent avec l'augmentation de la vitesse de coupe et la diminution de la vitesse d'avance. Ainsi, il est conseillé d'usiner les matériaux composites avec une faible vitesse d'avance et une vitesse de rotation élevée afin d'obtenir des faibles efforts de coupe. Les efforts élevés engendrent des mauvaises qualités de surface [132,181–186]. Ces instructions peuvent être appliquées aux nids d'abeilles Nomex® compte tenu de la composition de ses parois (fibres d'aramide et résine phénolique).

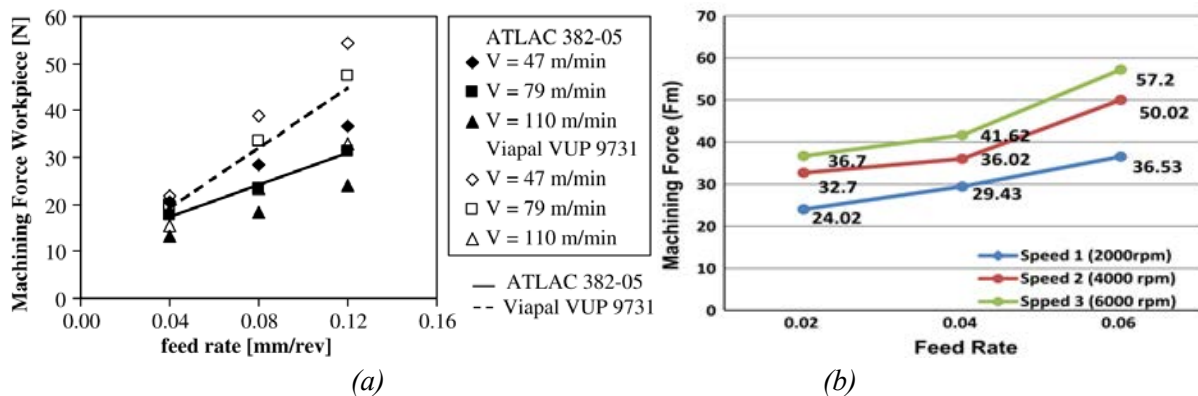


Figure I. 45. Evolution de l'effort de coupe F_m lors du fraisage du GFRP en fonction des conditions de coupe : (a) Résultats obtenus par Davim *et al.* [187] ; (b) Résultats de Mathivanan *et al.* [180].

VI. Conclusion de l'analyse bibliographique

Dans ce premier chapitre, une présentation générale des nids d'abeilles et leurs caractéristiques géométriques et structurales sont réalisées afin de montrer les avantages et les inconvénients d'utilisation de ces matériaux. Ces derniers se caractérisent par un très bon rapport poids/ rigidité particulièrement en compression hors plan lors de l'écrasement des cellules, ce qui explique leurs utilisations tant qu'amortisseurs d'impact dans les structures sandwichs.

La modélisation des nids d'abeilles sous des sollicitations statiques ou dynamiques est bien analysée dans plusieurs travaux. Les différentes approches discutées précédemment (mésomodèle, modélisation homogène et modèle coque), montrent que le modèle le plus adéquat pour étudier les modes d'endommagement des nids d'abeilles est le mésomodèle qui représente la géométrie réelle du nid d'abeilles avec les cellules et les parois minces. Pour le cas d'aluminium, un comportement isotrope est attribué aux éléments coques représentatifs des parois. Par contre pour le Nomex® qui est un composite contenant des fibres d'aramide et de résine phénolique, quatre approches sont utilisées. L'approche la plus représentative est l'approche orthotrope qui est attribuée à une paroi simple. L'étude bibliographique a montré les

différents critères de rupture utilisés pour les matériaux composites afin de générer le copeau et d'endommagement induit par l'outil coupant.

L'usinage de ce type de matériau présente plusieurs difficultés. Pour le Nomex®, les défauts d'usinage engendrés lors de la coupe sont des fibres non coupées, la dégradation thermique de la matrice et le délaminage. Les alliages d'aluminium sont connus pour leur ductilité qui favorise la formation des bavures et une mauvaise rugosité de la surface. Malgré ces défauts d'usinage qui sont considérés comme des défauts de forme, la plupart des chercheurs et des industriels utilisent la rugosité comme un critère discriminant de la qualité d'usinage à cause de la simplicité de la mesure et d'analyse. Dans le même cadre, plusieurs études affirment que la rugosité ne représente pas réellement l'état de surface usinée. De ce fait, plusieurs critères de qualité de surface ont été mis en place afin d'analyser l'évolution des défauts observés, parmi ces critères : le délaminage, la circularité, la bavure, la planéité, etc... Ces critères dépendent tous du matériau usiné et de l'ampleur du défaut face à la rugosité.

La modélisation de l'usinage présenté par Qiu *et al.* [88] a montré des faibles efforts de coupe d'usinage avec un effet plus important de la vitesse d'avance par rapport à la vitesse de rotation et ceci malgré les faibles valeurs des efforts qui ne dépassent pas les 4N. L'usinage des nids d'abeilles en Nomex® ou en aluminium reste donc un sujet de recherche en plein essor. Le but de ce travail est, dans un premier temps, de comprendre l'usinage des nids d'abeilles en identifiant, les différents paramètres influents. Dans un second temps, une caractérisation de la qualité de surface et des défauts d'usinage observés est faite. La partie expérimentale sera suivie par une modélisation numérique de l'usinage de nid d'abeilles afin de mieux comprendre les mécanismes physiques mises en jeu et l'interaction entre l'outil de coupe et le matériau usiné dans le cas de ces matériaux alvéolaires.

Chapitre II : Etude expérimentale de l'usinage des structures en nid d'abeilles.

Sommaire

Chapitre II : Etude expérimentale de l'usinage des structures en nid d'abeilles.	54
I. Introduction	56
II. Dispositifs et protocoles expérimentaux	56
II.1. Matériaux étudiés	56
II.1.1. Matériaux d'âme en nid d'abeilles composite NOMEX®	57
II.1.2. Matériaux d'âme nid d'abeilles en aluminium	59
II.2. Machines et outils de coupe pour l'opération de fraisage du nid d'abeilles	61
II.3. Mesure des efforts d'usinage.....	64
II.4. Montage d'usinage	66
II.5. Moyens d'observation et de caractérisation	67
III. Réalisation des essais expérimentaux de fraisage	68
III.1. Etude statistique de l'usinage des structures en nid d'abeilles par plans d'expériences basés sur la méthode de Taguchi	69
III.1.1. Choix des variables indépendantes.....	69
III.1.2. Variables dépendantes.....	70
III.1.3. Mise en place du plan d'expériences.....	71
IV. Stratégie de qualification de la qualité d'usinage.....	72
IV.1. Caractérisation des défauts d'usinage pour le nid d'abeilles en Nomex®	73
IV.2. Caractérisation des défauts d'usinage pour le nid d'abeilles en aluminium.....	76
V. Conclusion	81

I. Introduction

Il a été vu dans le premier chapitre que peu de travaux ont porté sur l'usinage des matériaux composites en nid d'abeilles. Il est aussi ressorti de notre recherche bibliographique que les propriétés intrinsèques de ces matériaux impliquent l'utilisation d'outils spécifiques pour leur usinage. Notre objectif, maintenant, est d'analyser l'usinabilité et les conditions de coupe favorables pour ce type de matériau.

La compréhension de l'usinage des matériaux alvéolaires nécessite la mise en place d'un protocole expérimental adapté. La complexité du problème peut être illustrée simplement en considérant la géométrie spécifique de ces matériaux. En effet, les âmes en nid d'abeilles se distinguent par leur faible densité et le bon comportement mécanique en compression hors plan [17–19,29–32], et sont constituées de fines parois délimitant les alvéoles (cellules) spécifiques à ces structures. Ainsi, la difficulté principale de l'usinage de ce type de structure est leur faible rigidité en flexion des parois des alvéoles.

Ce chapitre présente les développements menés pour tenter de comprendre la physique de l'usinage des matériaux en nid d'abeilles, notamment pour identifier les conditions de coupe appropriées. Pour y parvenir, la démarche suivante a été adoptée :

- Analyse comparative de l'usinabilité de différentes structures en nid d'abeilles (composite et métallique),
- Caractérisation et quantification des paramètres donnant la qualité des surfaces après usinage,
- Analyse des indicateurs de performance de l'usinage des structures en nid d'abeilles,
- Analyse des conditions de coupe en vue d'identifier les paramètres optimaux pour l'usinage des structures en nid d'abeilles.

II. Dispositifs et protocoles expérimentaux

II.1. Matériaux étudiés

Comme indiqué dans le chapitre bibliographique, plusieurs variétés de nids d'abeilles ont été étudiées dans le but de comprendre le comportement de la structure alvéolaire vis-à-vis des sollicitations variées [55,188–190] ou bien afin d'étudier l'interface d'adhérence entre le nid d'abeilles et les peaux des structures sandwichs, [169,171,172,191–194]. Ces études sont principalement centrées sur les âmes en nid d'abeilles aluminium et Nomex® qui sont les matériaux les plus utilisés dans les applications industrielles. Nous nous sommes donc intéressés à la caractérisation de la mise en forme par usinage de ces deux matériaux. Les paramètres clés d'une structure en nid d'abeilles sont les caractéristiques géométriques de ses cellules. Ces dernières conditionnent non seulement le comportement mécanique de la structure mais également les problèmes de mise en forme rencontrés. La Figure II. 1 présente l'ensemble des paramètres géométriques caractérisant la forme des cellules hexagonales et les dimensions d'une plaque en nid d'abeilles.

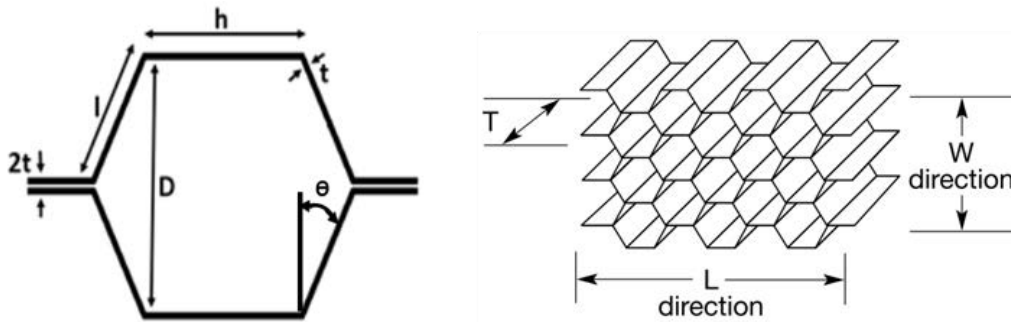


Figure II. 1. Paramètres géométriques d'une structure en nid d'abeilles : h : largeur ; t : épaisseur de la paroi ; l : largeur de la paroi inclinée ; D : taille de cellule ; θ : angle d'ouverture de cellule ; T : direction dans l'épaisseur de la plaque ; L : direction du ruban ; W : direction transverse au ruban.

II.1.1. Matériaux d'âme en nid d'abeilles composite NOMEX®

Un des matériaux d'âme les plus étudiés est le nid d'abeilles Nomex® qui est utilisé pour la fabrication de panneaux sandwichs. Le Nomex® est une marque déposée de fibres méta-aramide, commercialisée en 1961 par la firme américaine Du Pont de Nemours. Ce matériau est souvent préparé sous forme de papier de fibres courtes d'aramide imprégné dans une résine phénolique. La problématique de l'usinage de ce type de matériaux réside dans le fait que la fibre d'aramide est très difficile à couper car, contrairement aux fibres de verre ou de carbone, elle n'est pas fragile ou cassante. La fibre d'aramide a tendance à « fuir » devant l'outil, ce qui augmente le risque d'arrachement des fibres en laissant un aspect pelucheux. La meilleure stratégie est d'agir par cisaillement pur afin de garantir la qualité des surfaces usinées. En outre, les fibres d'aramide (renforts) possèdent un caractère hautement abrasif, ce qui peut provoquer une usure importante et rapide des outils. La nature composite du Nomex® lui confère une faible conductivité thermique. Cela risque de causer une concentration de la chaleur dans la zone de coupe et provoquer une dégradation de l'outil ou de la surface usinée.

Par ailleurs, la structure en nid d'abeilles ajoute des contraintes supplémentaires lors de l'usinage dont les effets s'additionnent à ceux énoncés précédemment. En effet, cette structure est anisotrope et possède un comportement différent selon la direction considérée. La rigidité, par exemple, sera plus grande dans le sens perpendiculaire aux cellules que dans le sens d'étirement des feuilles qui constituent la structure, ce qui peut, pendant l'usinage, générer des déformations critiques.

Dans le cadre de ce travail, nous avons choisi d'étudier avec notre partenaire industriel Evatec Tools des âmes en nid d'abeilles Nomex® avec trois densités différentes. Des mesures ont été effectuées pour chaque type de nid d'abeilles afin de déterminer ces paramètres géométriques. Les Tableaux II. 1 et 2 résument les caractéristiques géométriques et mécaniques des différentes structures Nomex® utilisés dans cette étude.

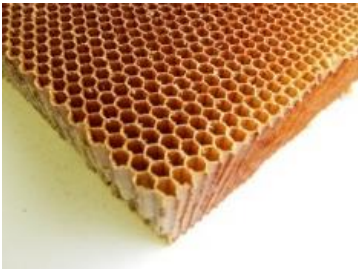
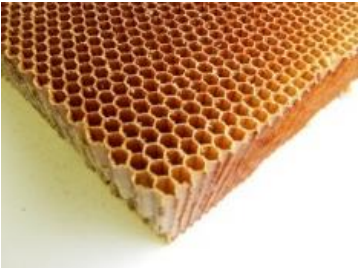

Désignation du nid d'abeilles Nomex®	Densité ρ (kg/m ³)	D (mm)	t (μ m)	θ (°)	h (mm)
<p>A10-48-3</p> 	48	3,2	60	120	2
<p>A10-64-3</p> 	64	3,2	70	120°	2
<p>A10-72-5 OX</p> 	72	5	80	100	2.8

Tableau II. 1. Description de la géométrie des cellules des matériaux en nid d'abeilles Nomex® : ρ : densité ; h : largeur ; t : épaisseur de la paroi ; D : taille de cellule ; Θ : angle d'ouverture de cellule.

Désignation du nid d'abeilles Nomex®	Compression hors plan		Cisaillement			
	Résistance [MPa]	Module [MPa]	Résistance direction L [MPa]	Module direction L [MPa]	Résistance direction W [MPa]	Module direction W [MPa]
A10-48-3	2.4	138	1.25	40	0.73	25
A10-64-3	3.9	190	2.0	63	1	35
A10-72-5OX	5.1	225	2.0	65	1.05	36

Tableau II. 2. Paramètres mécaniques des trois matériaux en nid d'abeilles Nomex® étudiés.

La Figure II. 2 montre la composition de la structure nid d'abeilles Nomex®, cette dernière est fabriquée à partir du papier d'aramide. Les fibres d'aramide sont réparties d'une façon aléatoire dans les feuilles de Nomex®, Figure II. 2-b. Afin de former la géométrie alvéolaire de la structure nid d'abeilles, les parois sont imprégnées dans la résine phénolique. Ainsi, on distingue des parois doubles dans la direction L (voir Figure II. 1) et des parois simples dans la direction W. Par sa composition, l'usinage de ses parois ressemble à l'usinage des matériaux composites classique.

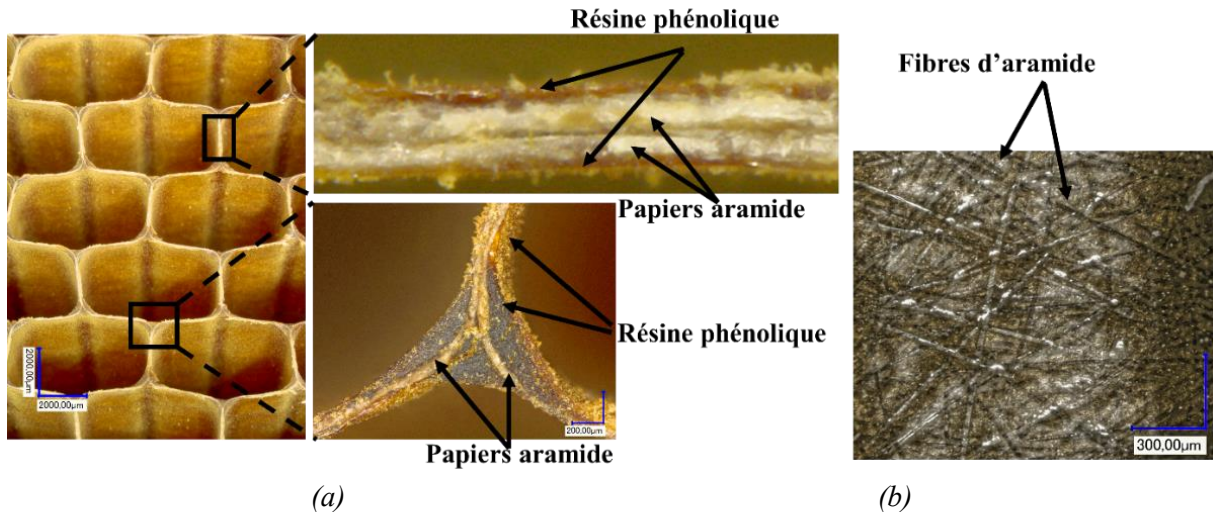


Figure II. 2. (a) Composition de la structure nid d'abeilles Nomex® (b) Répartition quasi-aléatoire des fibres courtes d'aramide.

II.1.2. Matériaux d'âme nid d'abeilles en aluminium

Le nid d'abeilles en aluminium étudié dans cette étude est constitué de feuille de l'alliage d'aluminium de la série 5000. Le nid d'abeilles est fabriqué en liant ensemble des feuilles d'aluminium qui sont ensuite expansées pour former une configuration cellulaire hexagonale. En plus de l'effet de la structure nid d'abeilles sur l'usinage, la ductilité est l'une des caractéristiques du papier aluminium qui représente une difficulté d'usinage pour ce type de matériau (problème du collage, arête rapportée, usure par adhésion, ...), [195]. Bien que l'usinage de l'aluminium soit aisé en comparaison avec d'autres matériaux durs, l'emploi d'outils spécifiques et adaptés à cette matière est requis afin d'obtenir les résultats escomptés.

L'inconvénient principal lors de l'usinage de l'aluminium est la création d'une fausse arête (arête rapportée), résultant de l'accumulation de copeaux d'aluminium qui collent à l'outil. Ce problème est accentué par la viscosité de cette matière. Dans la majorité des cas, l'endommagement des outils est causé par des phénomènes d'adhésion au niveau de la face de coupe. Le dépôt peut prendre la forme d'une arête rapportée, d'une couche adhérente ou de copeaux adhérents. Le phénomène d'arête rapportée apparaît principalement dans le domaine des faibles vitesses de coupe. A plus grandes vitesses de coupe, les phénomènes de collage subsistent encore, mais prennent d'abord la forme d'une fine couche adhérente qui, à plus long terme, peut favoriser un dépôt d'aluminium plus important.

La composition chimique de l'alliage utilisé dans le nid d'abeilles aluminium étudié est donnée dans le Tableau II. 3, et ses paramètres physiques sont regroupés dans le Tableau II. 4.

%massique	Al	Cr	Cu	Fe	Mg	Mn	Si	Zn	Autres
Min	92.9	0.050	—	—	4.50	0.050	—	—	—
Max	95.4	0.20	0.10	0.40	5.60	0.20	0.30	0.10	0.15

Tableau II. 3. Composition chimique de l'aluminium 5056, [196].

Aluminium 5056	
Densité kg/m ³	2640
Module d'Young, E (GPa)	73
Coefficient de Poisson, ν	0.33
Limite élastique, Re (MPa)	290
Module de cisaillement, G (GPa)	25.9
Résistance au cisaillement (MPa)	179

Tableau II. 4. Propriétés physiques de l'aluminium 5056, [196].

De la même manière que pour le Nomex®, nous avons choisi trois différentes densités pour les âmes en nid d'abeilles aluminium (Figure II. 3) dont les caractéristiques géométriques et mécaniques sont présentées dans les Tableaux II. 5 et 6.

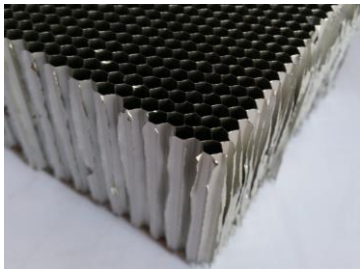
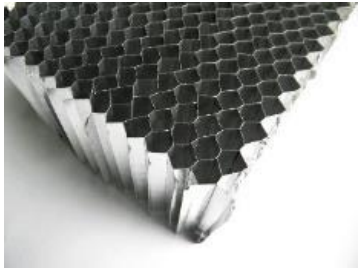
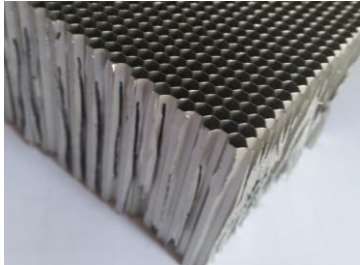
Désignation du nid d'abeilles Aluminium	Densité ρ (kg/m ³)	D (mm)	t (μ m)	θ (°)	h (mm)
<p>3.1-1/8-07</p> 	49	3.175	17.78	120	1.4
<p>4.2-1/4-20</p> 	67	6.35	50.8	130	2.4
<p>4.5-1/8-10</p> 	72	3.175	25.4	120	1.4

Tableau II. 5. Description de la géométrie des cellules des matériaux en nid d'abeilles aluminium : ρ : densité ; h : largeur ; t : épaisseur de la paroi ; D : taille de cellule ; θ : angle d'ouverture de cellule.

Désignation du nid d'abeilles Aluminium	Compression hors plan		Cisaillement			
	Résistance [MPa]	Module [MPa]	Résistance direction <i>L</i> [MPa]	Module direction <i>L</i> [MPa]	Résistance direction <i>W</i> [MPa]	Module direction <i>W</i> [MPa]
3.1-1/8-07	1.86	517	1.48	221	0.91	110
4.2-1/4-20	3.08	758	2.10	393	1.22	193
4.5-1/8-10	3.58	1034	2.38	352	1.55	172

Tableau II. 6. Paramètre mécanique des matériaux en nid d'abeilles aluminium.

La deuxième catégorie de nid d'abeilles usinée dans ce travail est le nid d'abeilles en aluminium, les parois de nid d'abeilles sont constituées de feuille d'aluminium 5056, Figure II. 3. Les parois du nid d'abeilles sont minces et leurs épaisseurs ne dépassent pas les 51 μm .

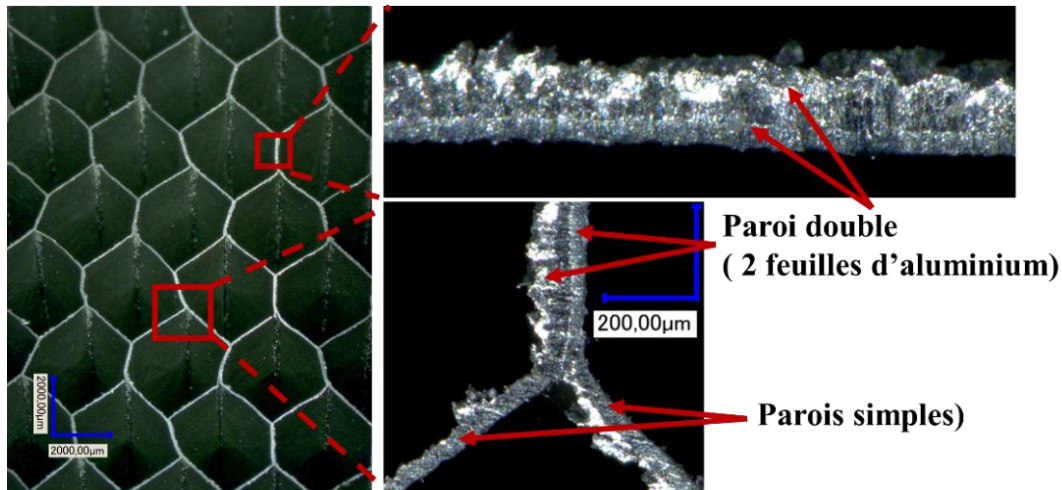


Figure II. 3. Composition de la structure nid d'abeilles aluminium.

II.2. Machines et outils de coupe pour l'opération de fraisage du nid d'abeilles

Les essais d'usinage ont été effectués sur deux centres d'usinage grande vitesse à 3 axes. Etant donné la nature composite des matériaux d'âmes en Nomex®, un centre d'usinage spécifique a été déployé. Il est équipé d'une centrale d'aspiration car la poussière générée lors du fraisage des composites est nocive, ce qui impose une aspiration tout au long de l'essai d'usinage. Les spécifications de ce centre d'usinage sont résumées dans le Tableau II. 7.


Marque	Realmecca RV8 SP	
Vitesse de rotation max	24 000 tr/min	
Vitesse d'avance max	20 m/min	
Puissance de la broche	30 kW	
Course X	800 mm	
Course Y	600 mm	
Course Z	450 mm	

Tableau II. 7. Spécifications du centre d'usinage des nids d'abeilles Nomex®.

Par ailleurs, pour l'usinage des âmes en nid d'abeilles aluminium, un centre d'usinage grande vitesse RÖDERS RP 600 a été utilisé (Tableau II. 8).

Marque	RÖDERS RP 600	
Vitesse de rotation max	40 000 tr/min	
Vitesse d'avance max	60 m/min	
Puissance de broche	18 kW	
Course X	600 mm	
Course Y	500 mm	
Course Z	300 mm	

Tableau II. 8. Spécifications du centre d'usinage des nids d'abeilles en aluminium

L'utilisation d'outil de coupe standard pour l'usinage des matériaux d'âmes en nid d'abeilles donne une mauvaise qualité de surface avec l'impossibilité de couper les parois, [121]. Toutefois, devant l'utilisation croissante de ce type de matériau dans l'industrie, les fabricants ont développé des solutions d'outil performantes et spécifiques pour différentes opérations d'usinage des nids d'abeilles (rainurage, surfacage, détourage, perçage). La société Evatec Tools (Thionville 57100) partenaire de cette étude, conçoit et fabrique des outils dédiés à l'usinage des nids d'abeilles dans le secteur aéronautique. Pour notre étude, la société a mis à notre disposition une large gamme d'outils dont les principales caractéristiques géométriques sont décrites dans les Figures II. 4 à 7.

Le choix des outils pour le fraisage des structures en nid d'abeilles est primordial. Face au manque d'informations sur l'usinage de ces matériaux, nous avons opté pour une étude de l'influence des paramètres géométriques des outils sur l'usinage. Les paramètres introduits pour l'analyse sont le nombre de dents, la présence ou non de brises copeaux, la présence d'un coteau (outil combiné), et la géométrie de celui-ci.

Deux catégories d'outils sont étudiées :

- des outils monoblocs (Figures II. 4 et 5) qui se caractérisent par une géométrie particulière, ils ressemblent aux outils destinés au détourage avec leurs hélices sur le corps de l'outil,
- des outils combinés (Figure II. 6 et 7) qui sont constitués de deux parties assemblées mécaniquement par une vis, un coteau circulaire (avec différentes géométries d'arête) et un corps de fraise appelé déchiporteur. Ce dernier est constitué de plusieurs hélices qui peuvent contenir des brises copeaux. Deux familles d'outils combinés sont utilisées dans cette étude. La première famille possède un corps de déchiporteur avec 10 hélices comportant des brises copeaux et un coteau avec une arête lisse (Figure II. 6). La deuxième famille d'outils utilisés se compose du même corps déchiporteur que la première famille, combinée avec un coteau circulaire contenant 55 dents (Figure II. 7).

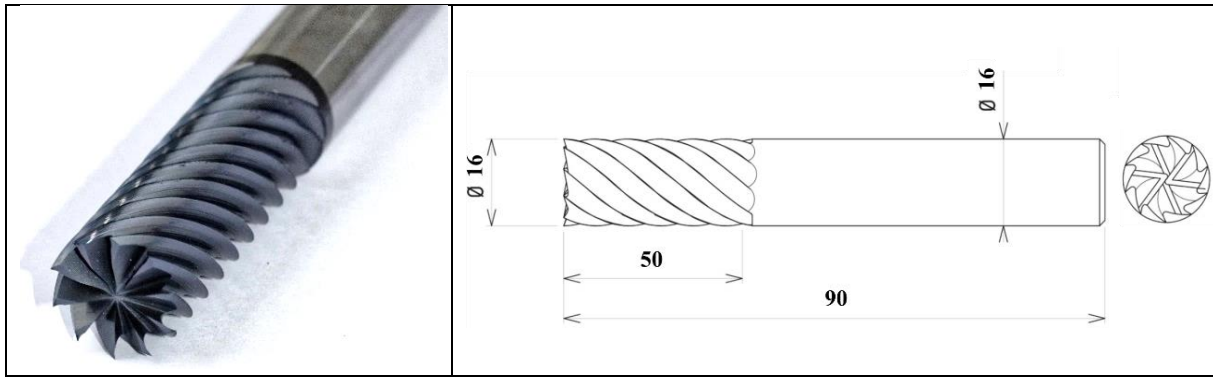


Figure II. 4. Outil monobloc sans brises copeaux à dix dents "MSBC",
Réf Evatec Tools : 314 000 62.

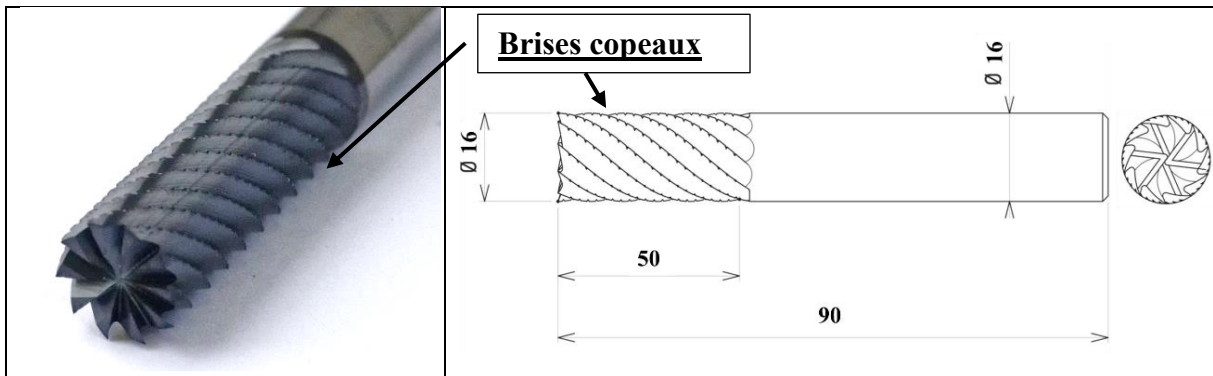


Figure II. 5. Outil monobloc avec brises copeaux à dix dents "MABC",
Réf Evatec Tools : 314 000 62 + BC

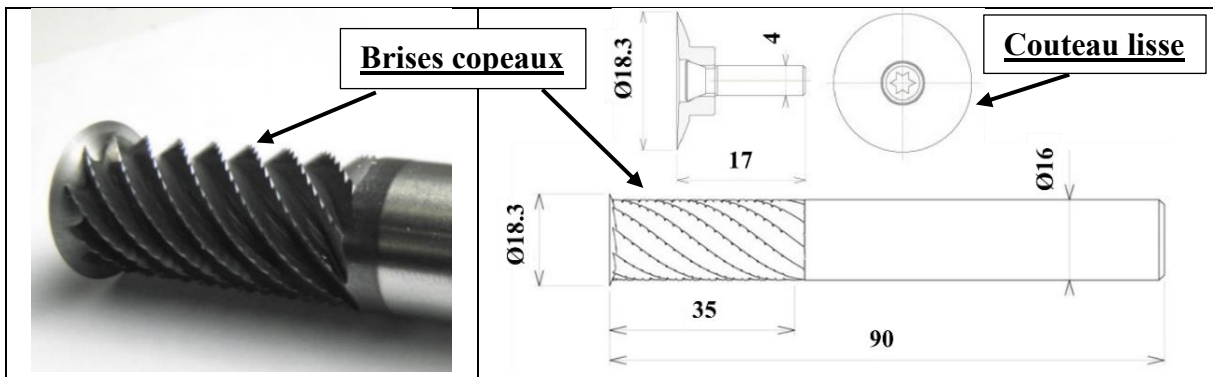


Figure II. 6. Outil combiné, lame circulaire lisse et déchiquteur à dix hélices avec brise copeau
"CZ10", Réf Evatec Tools : NACNA 001 + NAFNA 011.

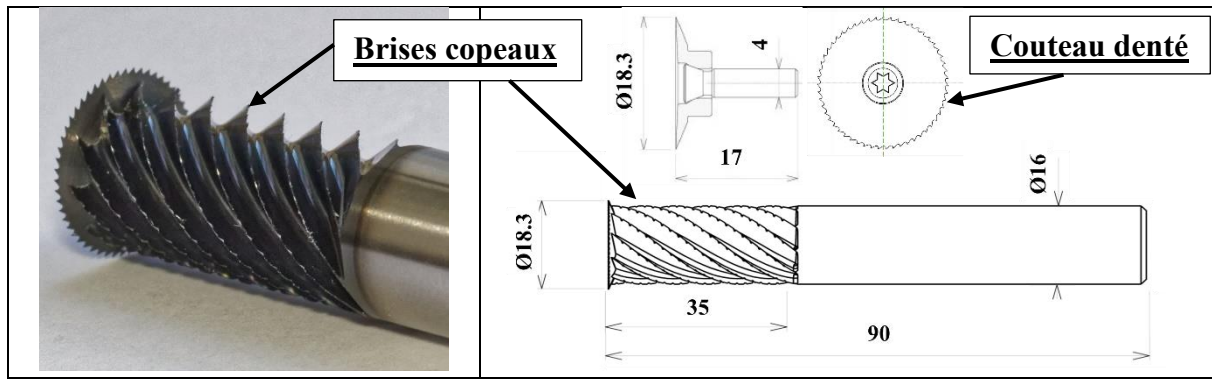


Figure II. 7. Outil combiné, constitué d'une lame circulaire dentée et d'un décheteur à dix hélices avec brises copeaux "CDZ10", Réf Evatec Tools : NACNA 011 + NAFNA 011 DENTURE.

II.3. Mesure des efforts d'usinage

Les essais d'usinage réalisés portent sur l'opération de fraisage à sec des structures en nid d'abeilles Nomex® et en aluminium. Dans l'objectif d'améliorer la compréhension et l'usinabilité des structures en nid d'abeilles, un suivi in-situ de l'évolution des efforts de coupe est effectué lors de l'usinage. Ce suivi nous permettra de comprendre les mécanismes de coupe et plus précisément d'étudier les effets des conditions de coupe sur les efforts, l'usinabilité de la pièce, la formation du copeau et la qualité des surfaces obtenues.

La mesure des efforts de coupe est réalisée à l'aide d'une platine dynamométrique compacte multi-composante Kistler 9129AA. Basé sur la technologie piézoélectrique, ce capteur possède une conception permettant la mesure précise de forces hautement dynamiques. Le dynamomètre se compose de quatre capteurs de force à trois composants qui sont montés sous une précharge élevée. Un amplificateur de charge multicanaux de type Kistler 5070A est également nécessaire pour construire un système de mesure complet. Le signal de mesure est converti en une tension électrique proportionnelle à l'action de la force.

Les principales caractéristiques du dynamomètre Kistler sont indiquées dans le Tableau II.9.

Direction de la composante	Gamme de mesure [KN]	Seuil de réponse [N]	Sensibilité [pC/N]	Rigidité [KN/μm]
X	-10 à 10	< 0.01	≈-8.1	≈ 1
Y	-10 à 10	< 0.01	≈-4.1	≈ 4
Z	-10 à 10	< 0.01	≈-8.1	≈ 1

Tableau II. 9. Caractéristiques du dynamomètre Kistler 9129AA.

Généralement, il y a deux moyens de mesurer et identifier les efforts de coupe. La première identifie les composantes de l'effort de coupe : la force de coupe F_c , la force d'avance F_t , et la force d'écrasement F_z dans le cas du fraisage (Figure II. 8). Durant la phase de coupe, les efforts de coupe F_x , F_y et F_z sont mesurés avec le dynamomètre piézoélectrique. Par la suite, les efforts normaux et tangentiels sont calculés, [197]. La deuxième méthode consiste à suivre et observer l'effort de coupe globale d'usinage généré lors du fraisage (F_M), cet effort est souvent calculé selon l'équation suivante [186,187,198]:

$$F_M = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2} \quad (\text{Eq II. 1})$$

avec : F_x , F_y et F_z les trois composantes orthogonales de la force d'usinage dans la pièce.

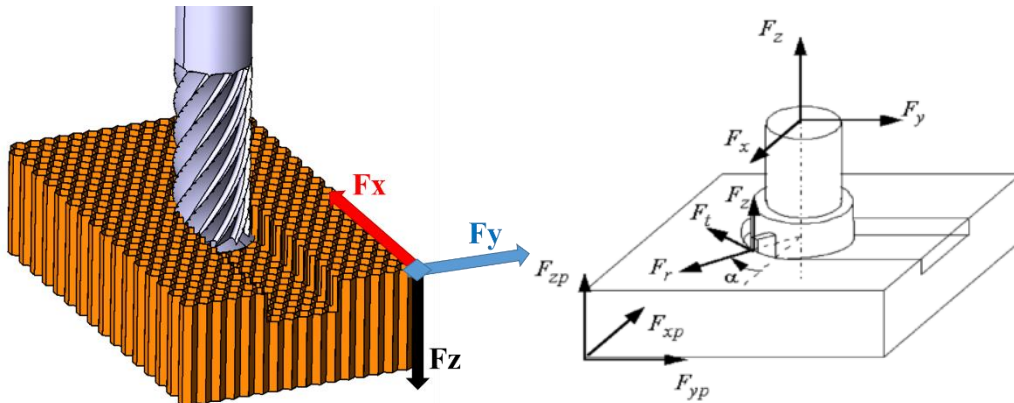


Figure II. 8. Schématisation de la répartition des efforts de coupe pour une opération de rainurage.

Une carte d'acquisition (NI 9234 : ± 5 V) sert ensuite de relais entre le terminal d'acquisition et l'amplificateur de charge (Figure II. 9). Elle comporte quatre entrées analogiques, chaque voie est dotée de filtres anti-repliement pour l'ajustement automatique de la fréquence d'échantillonnage. Le logiciel utilisé pour l'acquisition des données expérimentales est le logiciel LabVIEW®.

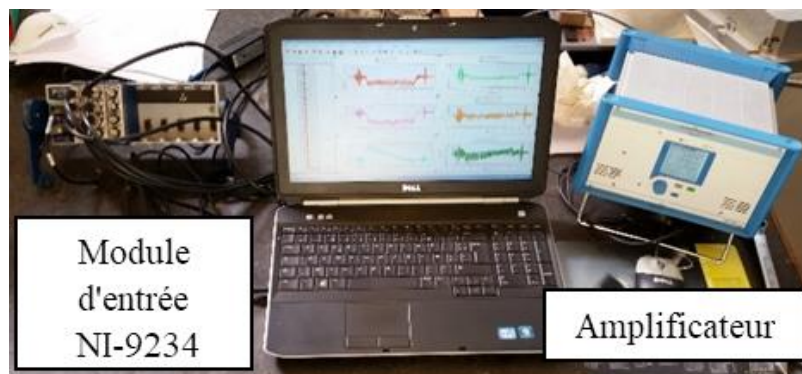


Figure II. 9. Système d'acquisition des signaux.

Le système d'acquisition permet de suivre l'évolution dans le temps de chaque composante (F_x , F_y et F_z) de la résultante de l'effort de coupe. Le dépouillement des signaux d'effort d'usinage mesurés est traité sous Matlab®, en utilisant un filtre médian avec une fréquence de coupure adaptée au niveau du bruit. Les efforts de coupe se caractérisent par des oscillations importantes le long de l'avance de l'outil. Ce phénomène a été également observé par Qiu *et al.* [88] dans leurs travaux sur le fraisage de nid d'abeilles en aluminium. La géométrie alvéolaire est susceptible d'être la cause de ces variations. Toutes les courbes d'efforts de coupe obtenues pour l'opération de fraisage possèdent la même forme caractéristique présentée sur la Figure II. 10. Une zone d'instabilité apparaît au début et à la fin de l'acquisition due à l'entrée de l'outil dans la pièce et à sa sortie de celle-ci. Au centre apparaît une zone relativement stable qui représente le niveau des efforts de coupe. Les caractéristiques

de chaque signal de force ont été calculées dans le domaine temporel. Ceci nous permet de déterminer le temps d'usinage et éliminer les phases transitoires. Ainsi, l'effort moyen correspondant à chaque composante et pour chaque essai est calculé.

En usinage des parois fines des matériaux métalliques et en composites, les vibrations engendrent des défaillances au niveau de la qualité de la surface en affectant les précisions géométriques et dimensionnelles de la pièce finie. Ces vibrations sont bien présentes dans les signaux des composantes de l'effort de coupe comme le montre la Figure II. 10. Dans notre cas d'étude actuelle, les vibrations sont négligées. On tient compte de la valeur moyenne calculée du signal filtré, ainsi, chaque essai sera représenté par la valeur moyenne des trois composantes.

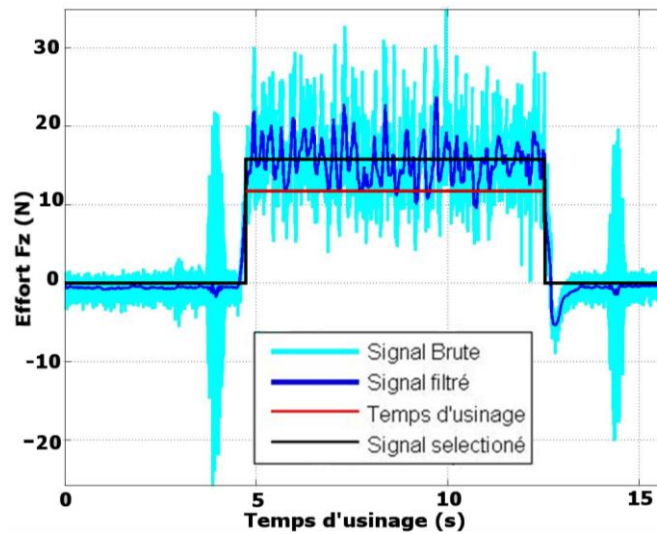


Figure II. 10. Signaux brut et filtré de la composante de l'effort de coupe F_z ; conditions de coupe : $N= 10000$ tr/min ; $V_f= 1500$ mm/min ; outil : CZ10 ; ap : 6 mm ; Nomex® densité 72kg/m^3 .

II.4. Montage d'usinage

Pour notre campagne d'essais de fraisage, le montage des échantillons à usiner est essentielle. Nous avons décidé de ne pas utiliser un produit tiers (eau gelée, résine therm durcissable, azote liquide) pour consolider la structure et la maintenir sur la table du centre d'usinage. Ceci est dû d'une part au coût élevé de cette manœuvre et d'autre part à la non-représentativité des processus d'usinage des matériaux en nid d'abeilles dans l'industrie. Toutefois, du fait de sa fabrication ou des contraintes liées à son utilisation, le nid d'abeilles présente des parois légères et souples. Ainsi, il faut éviter toute déformation due au dispositif de fixation sur le bâti de machine.

La Figure II. 11 montre le montage de la solution finale mise en place. Tout d'abord, les échantillons sont fixés sur une table à travers deux baguettes dans la direction d'avance de l'outil et deux systèmes à brides de serrage pour la fixation sur le côté (Figure II. 11-b et c). L'ensemble est fixé sur la platine Kistler qui est montée sur la table du centre d'usinage. Pour les essais paramétriques en fonction de l'angle d'inclinaison de l'outil par rapport à la direction de l'avance, un système tournant de type « table sinus » est utilisé (Figure II. 11-c). Ce système permet un réglage d'angle précis de -45° à 45° afin d'incliner l'ensemble par rapport à l'avance de l'outil.

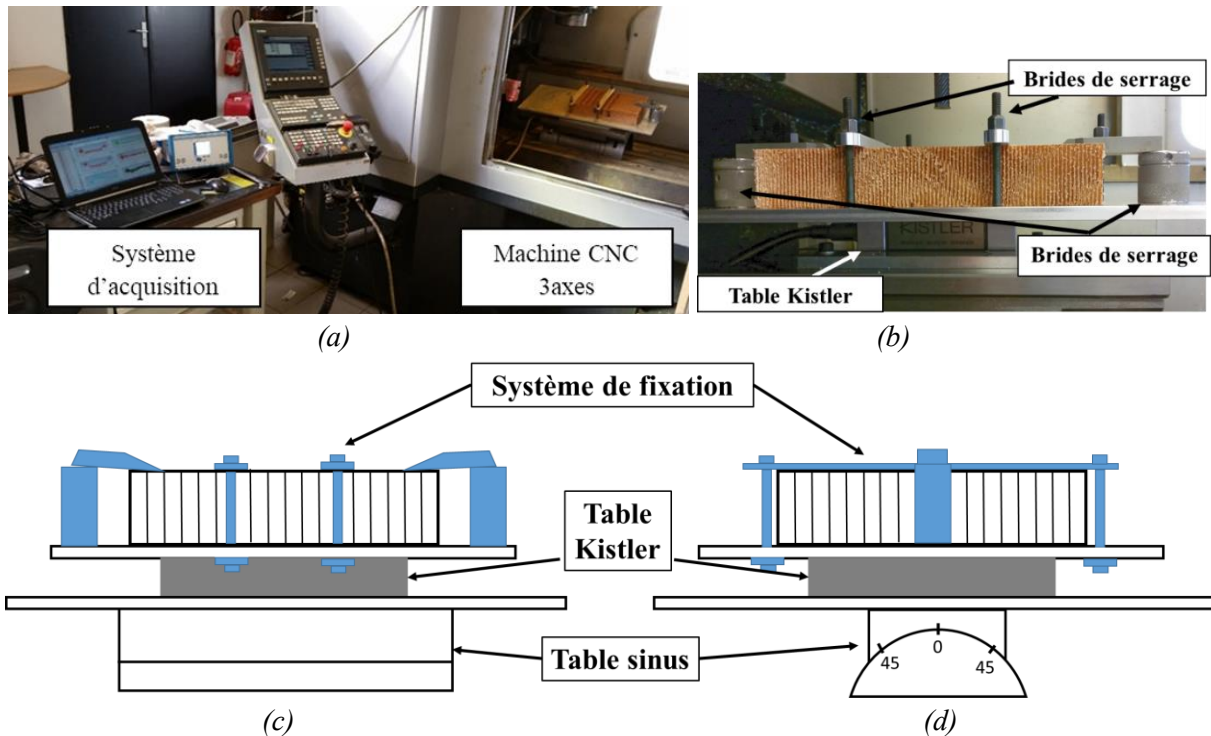


Figure II. 11. (a) Montage d'usinage du nid d'abeilles ; (b) Montage de fixation ; (b) schématisation de la fixation du nid d'abeilles, vue de face ; (c) vue de gauche.

II.5. Moyens d'observation et de caractérisation

Pour renforcer le dispositif expérimental mis en place lors de la campagne d'essais d'usinage, nous avons eu recours à la microscopie optique et électronique. L'objectif ici est de caractériser la qualité des surfaces et l'évolution de l'état de dégradation des outils utilisés. Comme il a été indiqué dans le chapitre précédent, la qualité de la surface usinée du nid d'abeilles est un critère déterminant pour l'utilisation de ces matériaux dans les structures sandwichs, les défauts d'usinage tels que l'arrachement ou les fibres non coupées engendrent des anomalies lors de la formation des ménisques qui assurent le maintien du nid d'abeilles aux peaux des structures sandwichs.

Les équipements utilisés pour la phase de caractérisation sont :

- Le microscope numérique à fort grossissement et à une grande profondeur de champ Keyence VHX-1000. Ce microscope numérique peut effectuer différentes mesures en 2D et 3D. Il permet des observations à très grandes profondeurs de champ (20x supérieur aux microscopes optiques classiques) et à très haute résolution. Il permet également des observations à 360 degrés avec une gamme de grossissement allant de x0.1 à x5000 (Figure II. 12-a).
- Le microscope optique tridimensionnel profilomètre basé sur le principe de l'interférométrie de la lumière blanche. Ce système de mesure sans contact offre de nombreux avantages pour la caractérisation morphologique via des images tridimensionnelles (3D), avec une acquisition rapide, et une richesse de données inégalée (profils, états de surfaces, ...). Cet équipement permet dans le cas de nos travaux de réaliser des topographies de surfaces 3D à haute résolution. Les avantages de son

application au procédé d'usinage sont la mesure avec précision des dimensions de l'arête rapportée, des couches de matières déposées à la surface d'un outil, la détection d'un éventuel cratère formé par abrasion lors de l'évacuation des copeaux (caractérisation de l'usure des outils d'usinage). L'interféromètre 3D Bruker® a été utilisé dans le cadre de cette étude, il permet d'effectuer rapidement et aisément des mesures tridimensionnelles sur des surfaces avec une résolution verticale extrême (<0.1 nm), en fonction de l'objectif et une bonne résolution latérale (Figure II. 12-b).

- Associé à ces deux instruments de mesure et d'observation de surface, un microscope électronique à balayage (MEB) Quanta 650 FEG est également utilisé. Ce MEB permet d'effectuer des analyses sous pression, car les matériaux traités sont peu conducteurs et ainsi éviter l'accumulation des électrons sur les surfaces observées (Figure II. 12-c).

L'utilisation de ces outils de caractérisation permet d'identifier les interactions entre les différents paramètres d'usinage et les phénomènes de coupe observés lors de la coupe.

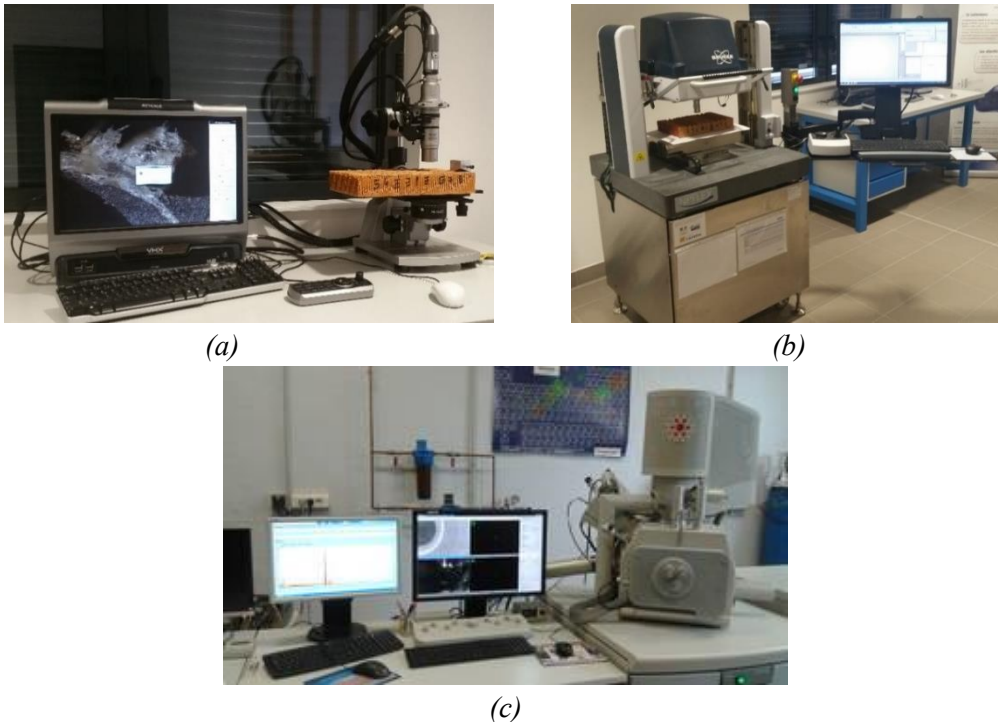


Figure II. 12. (a) Microscope optique Keyence VHX-700F ; (b) Interféromètre 3D Bruker® ; (c) Microscope à balayage électronique MEB Quanta 650 FEG.

III. Réalisation des essais expérimentaux de fraisage

La campagne d'essais de fraisage des matériaux en nid d'abeilles a été scindée en deux grandes parties :

- La première concerne une étude statistique basée sur la méthode de Taguchi afin de hiérarchiser les paramètres influents,
- La deuxième partie est focalisée sur une étude des paramètres identifiés lors de l'étude statistique par la méthode de Taguchi. La finalité de cette campagne est de comprendre les phénomènes de coupe existants lors du fraisage des nids d'abeilles.

III.1. Etude statistique de l'usinage des structures en nid d'abeilles par plans d'expériences basés sur la méthode de Taguchi

L'usinage du nid d'abeilles est encore sujet à plusieurs questions sur les conditions de coupe optimales et leur influence sur la qualité de surface et l'usure des outils de coupe. Plusieurs auteurs [131,171,199] ont opté pour l'utilisation des plans d'expérience, basés sur des études statistiques (Taguchi, ANOVA, GRA) afin d'identifier les paramètres importants pour l'usinage des matériaux métalliques et composites.

La méthode de Taguchi a montré un bon potentiel pour optimiser les expériences lors de l'usinage des matériaux pleins [200–206]. Elle permet essentiellement de hiérarchiser les paramètres de coupe choisis préalablement afin de déterminer leurs niveaux d'influence sur une réponse bien déterminée. Ainsi, deux étapes primordiales sont à effectuer. La première consiste à fixer les variables indépendantes, i.e. les variables qui affectent les réponses induites par l'opération d'usinage et la seconde consiste à déterminer ces réponses connues par les variables dépendantes, i.e. les critères de la performance de coupe.

III.1.1. Choix des variables indépendantes

Selon l'étude bibliographique, plusieurs paramètres ont un rôle important pour l'usinabilité des matériaux. Vu la nature des structures nid d'abeilles utilisées (Nomex® et aluminium), les paramètres affectant l'usinage des matériaux composites et les alliages d'aluminium ont été choisis à partir de la littérature. Ces paramètres se décomposent en trois catégories : les paramètres intrinsèques aux matériaux usinés, paramètres opératoires et les paramètres de l'outil. Le but de cette étude est la compréhension de la coupe des structures en nid d'abeilles et l'amélioration du comportement des outils de coupe. Les caractéristiques des matériaux, des outils de coupe et de la pièce sont donc les premières variables indépendantes. Le choix d'étudier deux types de structure en nid d'abeilles (Nomex® et aluminium) a été fait du fait de l'utilisation intense de ces deux matériaux dans le domaine aéronautique. Pour chaque type de structure, trois densités ont été choisies, ce qui constitue trois niveaux pour cette variable. Ainsi, trois différents outils sont utilisés lors de l'usinage de nid d'abeilles où chacun de ces outils se caractérise par une géométrie différente, ce qui constitue les trois niveaux pour cette deuxième variable indépendante. Afin d'enrichir l'étude, quatre autres variables sont identifiées : vitesse de rotation de la broche, vitesse d'avance, profondeur de coupe et angle de coupe. Chandler [173] conseille un usinage à très grande vitesse de rotation de l'ordre de 15000 tr/min, Qiu *et al.* [88] ont usiné le nid d'abeilles en aluminium avec les vitesses de rotation suivantes : 6000, 8000 et 10000 tr/min. Ainsi, trois niveaux de vitesse de rotation sont retenus avec une vitesse de rotation maximale de 23000 tr/min, une vitesse moyenne de 15000 tr/min et une vitesse de rotation faible de 2000 tr/min. Pour la vitesse d'avance, Chandler [173] conseille l'utilisation des vitesses d'avance entre 3800 mm/min et 7600 mm/min selon l'opération souhaitée (finition ou ébauche), par contre Qiu *et al.* [88] ont utilisé des vitesses beaucoup plus faibles qui ne dépassent pas les 500 mm/min. Pour cette étude de Taguchi les trois niveaux choisis sont 200 mm/min, 1000 mm/min et 3000 mm/min afin de couvrir une large gamme de vitesses. La troisième variable indépendante est la profondeur de coupe, trois niveaux ont été choisis : 2 mm, 6 mm et 12 mm. L'angle de coupe est la dernière variable

indépendante attribuée à cette étude statistique, l'angle de coupe a montré une grande importance sur l'évolution des efforts de coupe et l'intégrité de la surface usinée pour les matériaux composites et les alliages d'aluminium [186,207,208], les angles de coupe choisis sont : 0°, 5° et 15°.

En résumé, cette étude statistique est composée de 6 variables indépendantes avec 3 niveaux pour chacune d'elles. Deux campagnes d'essai sont effectuées en parallèle, la première pour le Nomex® et la deuxième pour le nid d'abeilles en aluminium.

Le Tableau II.10 résume l'ensemble des facteurs du plan d'essais et leurs niveaux.

Facteurs	Niveau 1	Niveau 2	Niveau 2
NIDA Nomex® Densité [Kg/m ³]	48	64	72
NIDA Aluminium Densité [Kg/m ³]	49	67	72
Outil	CZ10 ⁽¹⁾ CDZ10 ⁽²⁾	MSBC ⁽³⁾	MABC ⁽⁴⁾
Vitesse de rotation, N [tr/min]	2000	15000	23000
Vitesse d'avance, Vf [mm/min]	150	1000	3000
Profondeur de coupe [mm]	2	6	12
Angle de coupe [°]	0	10	15
(1) CZ10 : Outil combiné, lame circulaire lisse et déchiqueteur à dix hélices avec brise copeau (2) CDZ10 : Outil combiné, lame circulaire dentée et déchiqueteur à dix hélices avec brise copeau (3) MSBC : Outil monobloc sans brises copeaux à dix dents (4) MABC : Outil monobloc avec brises copeaux à dix dents			

Tableau II. 10. Facteurs et niveaux du plan d'expériences.

III.1.2. Variables dépendantes

Cette section présente les variables dépendantes, i.e. les critères de performance de la coupe. Les variables dépendantes sont les réponses obtenues par les différentes conditions expérimentales effectuées. Elles sont susceptibles d'être affectées directement par la variation des variables indépendantes. Les variables dépendantes les plus utilisées pour les composites et les alliages d'aluminium sont : les efforts de coupe, la qualité de surface et l'usure des outils. Dans notre cas d'étude, les variables dépendantes choisies sont les efforts de coupe (obtenus par une mesure in-situ) et la qualité de surface usinée (mesure ex-situ). L'intégration de l'usure dans cette étude statistique est difficile vue la nécessité d'ajouter une autre variable indépendante qui est la distance parcourue ou le temps d'usinage. Ce qui engendrera une augmentation du nombre des combinaisons du plan d'expériences. Pour éviter cela, une étude indépendante de l'usure a été réalisée en complément selon une étude paramétrique.

Les deux variables dépendantes choisies (efforts de coupe et qualité de surface) détermineront l'influence des variables indépendantes sur l'usinabilité des structures en nid d'abeilles.

III.1.3. Mise en place du plan d'expériences

Pour cette étude, on a six variables indépendantes avec trois niveaux pour chacune. Le Tableau II.10 résume les variables indépendantes choisies et leurs niveaux correspondants. Un plan d'expérience complet de type factorielle nécessite 216 essais (nombre d'essais = 6^3), Il est évident que plus le nombre d'essais est élevé plus la campagne d'essais est longue et coûteuse. L'utilisation de la méthode de Taguchi permet de réduire ce nombre et d'estimer la tendance des paramètres mesurés (variables dépendantes) en fonction de plusieurs variables (variables indépendantes). Ainsi, une table L27 de la méthode de Taguchi est utilisée afin de mettre en place le plan d'expérience avec seulement 81 essais. Le Tableau II.11 présente ce plan, il a été réalisé avec l'aide du logiciel Minitab®, un logiciel spécialisé en méthodes statistiques.

L27(3*6) tests	Angle de coupe	Outil	Densité	ap	N	f
1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	2	2
3	1	1	1	1	3	3
4	1	2	2	2	1	1
5	1	2	2	2	2	2
6	1	2	2	2	3	3
7	1	3	3	3	1	1
8	1	3	3	3	2	2
9	1	3	3	3	3	3
10	2	1	2	3	1	2
11	2	1	2	3	2	3
12	2	1	2	3	3	1
13	2	2	3	1	1	2
14	2	2	3	1	2	3
15	2	2	3	1	3	1
16	2	3	1	2	1	2
17	2	3	1	2	2	3
18	2	3	1	2	3	1
19	3	1	3	2	1	3
20	3	1	3	2	2	1
21	3	1	3	2	3	2
22	3	2	1	3	1	3
23	3	2	1	3	2	1
24	3	2	1	3	3	2
25	3	3	2	1	1	3
26	3	3	2	1	2	1
27	3	3	2	1	3	2

Tableau II. 11. Table orthogonale de Taguchi L27.

Il faut également noter que chaque essai est répété trois fois afin d'étudier la répétabilité des réponses. Le même plan a été appliqué pour le Nomex® et pour le nid d'abeilles en aluminium.

Les variables choisies sont la vitesse de rotation et la vitesse de coupe, ces paramètres opératoires sont les paramètres les plus étudiés dans la littérature vu leur simplicité et leur

impact important sur l'usinage. Les résultats obtenus de cette étude sont confrontés aux résultats de l'étude statistique de Taguchi afin de valider ces résultats.

IV. Stratégie de qualification de la qualité d'usinage

Dans ces travaux une attention particulière a été accordée à l'identification des principaux paramètres qui ont une influence prépondérante sur la qualité de surface. L'étude de cette dernière est déterminante car elle est liée à la performance de ces matériaux comme âme des structures sandwichs. Une résistance au pelage insuffisante peut conduire au délaminage des peaux et causer des ruptures catastrophiques. Ainsi, notre étude de la qualité des surfaces usinées est principalement guidée par la recherche de performance de la structure par le biais d'une bonne adhésion entre l'âme et les peaux. Cette performance peut être dégradée par les dommages et les défauts présents à la surface des pièces en nid d'abeilles usinées.

La qualité des surfaces usinées dépend de plusieurs paramètres, les défauts présentés précédemment dans la littérature dépendent en premier ordre du type de matériau. Les matériaux composites se caractérisent par l'apparition de fibres non coupées, l'arrachement des particules de matière et la dégradation thermique de la résine, [132–137]. Les défauts observés lors de l'usinage d'aluminium sont différents et ceci est dû à la propriété ductile du matériau. La rugosité et l'apparition des bavures sont les défauts essentiels d'usinage des alliages d'aluminium, [148–150]. Généralement, le défaut d'usinage est quantifié par la mesure de la rugosité. Par contre ce critère ne représente pas réellement les dommages engendrés lors de l'usinage, [157]. La rugosité est qualifiée comme un défaut de 3^{ème} et 4^{ème} ordre [209], tandis que les fibres non coupées ou la bavure représentent des défauts de forme d'ordre premier. Malgré cela, la rugosité est jusqu'à présent utilisée comme un critère de qualification de qualité de la surface pour deux raisons principales :

- (i) la première est liée aux industriels qui préfèrent ce type d'identification vue la bonne maîtrise des outils de mesure et la simplicité d'analyse,
- (ii) la deuxième raison est que la rugosité suit l'ampleur des défauts observés, [158,159].

Selon l'endommagement subit par la surface usinée, le critère habituellement utilisé (la rugosité Ra) ne corrèle pas toujours avec l'ampleur de l'endommagement observé visuellement, en particulier des endommagements en subsurface (déchaussement des fibres, fissures, arrachements), [157]. Ainsi, l'emplacement et la répartition de l'endommagement sur la surface usinée ne sont généralement pas représentés par la rugosité, pour cela d'autres critères de qualification des défauts d'usinage sont mis en place.

Dans notre cas d'étude, la mesure de la rugosité donne des résultats erronés vis-à-vis de la qualité de surface pour deux raisons : la première est due aux parois minces des nids d'abeilles et la seconde est causée par le nombre important des fibres non coupées par exemple pour le cas du Nomex®. La rugosité calculée représente alors la rugosité de la surface des fibres non coupées. Si la qualité est médiocre (fibres non coupées et arrachement) mais la surface des fibres est lisse on obtiendra des faibles rugosités ce qui ne représente pas la qualité réelle de la surface usinée. Cette remarque est valide aussi pour les bavures observées lors de l'usinage des

nids d'abeilles en aluminium. D'où la nécessité de mettre en place une méthode plus fiable pour la caractérisation et la quantification de ces défauts.

IV.1. Caractérisation des défauts d'usinage pour le nid d'abeilles en Nomex®

Le mauvais usinage des matériaux en nid d'abeilles Nomex® se caractérise par l'apparition de déchirement au niveau des cellules et des fibres d'aramide non coupées [131,171,172]. Ces défauts constituent l'ensemble des défauts de forme [209]. Un défaut de forme est un défaut du premier ordre d'une grandeur allant de quelques dizaines de micromètres à quelques millimètres. La détermination de ce défaut est d'une importance primordiale afin de valider l'utilisation de ce type de matériau comme étant le matériau d'âme le plus performant pour constituer le matériau sandwich. Ce défaut influe d'une façon directe sur le maintien de l'assemblage du matériau sandwich. Son apparition provoque des anomalies lors de la formation des ménisques d'adhésif de part et d'autre des parois du nid d'abeilles [169,171,172]. Ces ménisques assurent le maintien de l'assemblage du matériau sandwich. Ainsi, les défauts observés lors de l'usinage du Nomex® sont qualifiés comme défauts de planéité.

Plusieurs méthodes sont normalisées pour quantifier le défaut de planéité. Parmi ces méthodes on trouve :

- l'association par un plan passant par trois points : cette méthode consiste à faire passer un plan par trois points (plan tangent côté libre matière) et mesurer la distance séparant ce plan aux différents points de la surface usinée. Il est recommandé de choisir les trois points du sommet afin de définir le plan de référence (Figure II. 13-a). La distance maximale entre les points formant la surface usinée et le plan tangent côté libre matière est choisie et définira le défaut de planéité. Cette méthode se caractérise par sa simplicité, cependant elle fournit un défaut de planéité surdimensionné, [209].
- l'association par un plan des moindres carrés : cette méthode consiste à déterminer le plan des moindres carrés des points de la surface à mesurer, c'est le plan le plus proche de tous les points de la surface. Après avoir déterminé ce plan, il suffit d'identifier la distance séparant ce plan aux deux points lointains de part et d'autre de ce plan (Figure II. 13-b). Cette méthode est considérée comme la méthode la plus précise, [209].

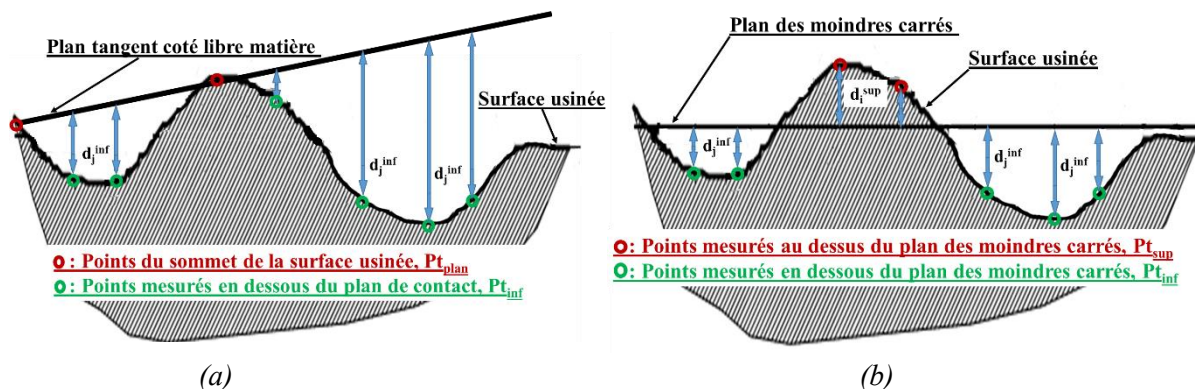


Figure II. 13. Schématisation 2D de la méthode de mesure du défaut de planéité par : (a) la méthode du plan tangent côté libre matière; (b) la méthode des moindres carrés.

Dans cette étude la deuxième méthode a été choisie pour déterminer le défaut de planéité engendré par le déchirement des parois et des fibres non coupées. La première étape consiste à numériser la surface usinée et extraire les coordonnées cartésiennes de chaque point (x_i, y_i, z_i) avec $i=1$ à n (n est le nombre des points mesurés). La numérisation de la surface usinée est effectuée avec l'interféromètre 3D Bruker®, Figure II. 14-a. Cette mesure permet d'obtenir une répartition 3D dans l'espace des différents défauts de surface et de bien les localiser à travers des nuages de points dans le repère cartésien (x, y, z), Figure II. 14-b.

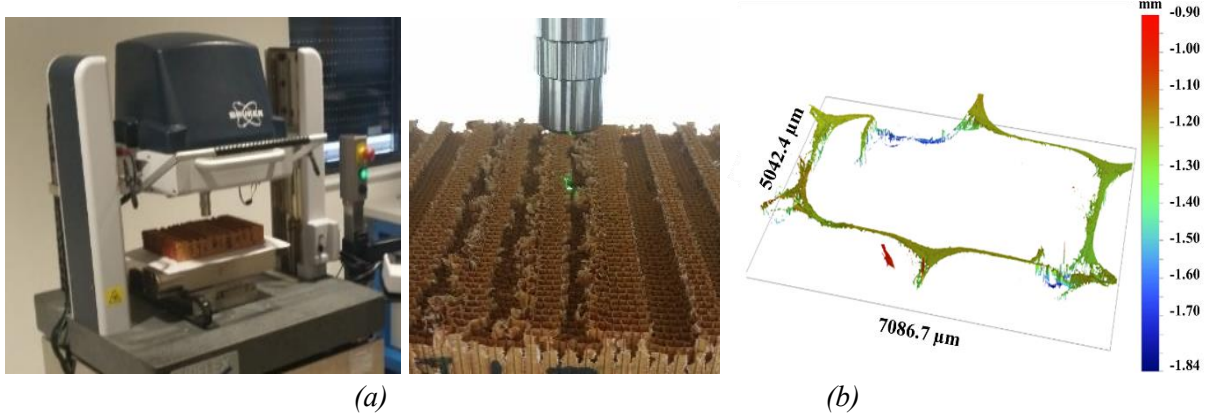


Figure II. 14. (a) Mesure à l'aide de l'interféromètre 3D Bruker® de la qualité de la surface usinée des échantillons en Nomex® ; (b) surface numérisée par l'interféromètre 3D Bruker®.

Le plan des moindres carrés est défini par une équation d'un plan dans le même repère cartésien, équation II.1.

$$z = f(x, y) = ax + by + c \quad (\text{Eq II. 2})$$

L'erreur, appelée aussi l'écart, calculée entre le plan recherché $f(x_i, y_i)$ et un point de la surface numérisée z_i est définie par l'équation suivante :

$$e_i = |f(x_i, y_i) - z_i| \quad (\text{Eq II. 3})$$

avec $i=1$ à n (n est le nombre de points mesurés).

Ainsi, le but est de minimiser la fonction S , la fonction S est la somme des carrés des écarts calculés pour chaque ensemble de points (x_i, y_i) , S est un polynôme de degré 2 :

$$S(a, b, c) = \sum_{i=0}^n e_i^2 = \sum_{i=1}^n (ax_i + by_i + c - z_i)^2 \quad (\text{Eq II. 4})$$

En minimisant la fonction S , on minimise l'écart entre les différents points de la surface numérisée et le plan à construire, il faut se rappeler de la définition du plan des moindres carrés qui est le plan le plus proche de tous les points mesurés, d'où il faut identifier les différents paramètres de ce plan (a, b, c) en résolvant ces trois équations :

$$\begin{aligned}\frac{\partial S(a,b,c)}{\partial a} &= 0 \\ \frac{\partial S(a,b,c)}{\partial b} &= 0 \\ \frac{\partial S(a,b,c)}{\partial c} &= 0\end{aligned}\tag{Eq II. 5}$$

Par conséquent, le système suivant est obtenu :

$$\begin{aligned}\sum_{i=1}^n 2x_i(ax_i + by_i + c - z_i) &= 0 \\ \sum_{i=1}^n 2y_i(ax_i + by_i + c - z_i) &= 0 \\ \sum_{i=1}^n 2(ax_i + by_i + c - z_i) &= 0\end{aligned}\tag{Eq II. 6}$$

Il suffit alors de résoudre le système d'équations ci-dessous pour déterminer les paramètres (a, b, c) recherchés :

$$\begin{pmatrix} \sum_i x_i^2 & \sum_i x_i y_i & \sum_i x_i \\ \sum_i x_i y_i & \sum_i y_i^2 & \sum_i y_i \\ \sum_i x_i & \sum_i y_i & n \end{pmatrix} \begin{pmatrix} a \\ b \\ c \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \sum_i x_i z_i \\ \sum_i y_i z_i \\ \sum_i z_i \end{pmatrix}\tag{Eq II. 7}$$

Un plan des moindres carrés est déterminé pour chaque surface usinée. Les points mesurés sont classés en deux groupes selon leurs emplacements par rapport à ce plan : des points situés au-dessus du plan (Pt_{sup}) et des points situés en dessous du plan (Pt_{inf}) (Figure II.13-b). Ainsi, la distance entre le plan des moindres carrés et chaque point de la surface mesurée est calculée (d_i^{sup} : distance entre le plan des moindres carrés et un point situé au-dessus ; d_i^{inf} : distance entre le plan des moindres carrés et un point situé en dessous). Le défaut de planéité P est alors déterminé à travers l'équation II.7.

$$P = \max(d_i^{sup}) + \max(d_j^{inf})\tag{Eq II. 8}$$

Le traitement présenté précédemment a été effectué sur le logiciel Matlab®. Ce dernier a permis de déterminer le défaut de planéité pour chaque surface usinée avec précision. La Figure II.15 montre deux images de la même surface mesurée, la première est la surface numérisée par l'interféromètre 3D Bruker® et la deuxième représente la surface après traitement avec le plan de moindres carrés.

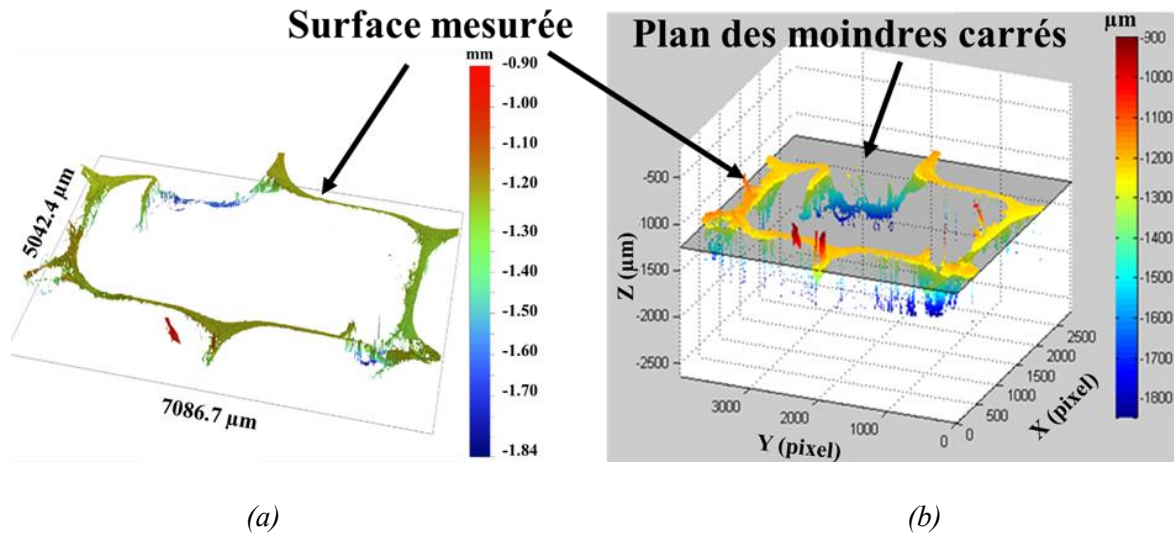


Figure II. 15. (a) Surface numérisée par l'interféromètre 3D Bruker® ; (b) traitement de la mesure de défaut de planéité par l'insertion du plan de moindres carrés.

IV.2. Caractérisation des défauts d'usinage pour le nid d'abeilles en aluminium

Un mauvais usinage des alliages d'aluminium est synonyme de l'apparition des bavures, [144]. La ductilité et l'épaisseur mince de la paroi d'aluminium constituant le nid d'abeilles favorisent la formation de ce défaut lors de l'usinage de ce type de structure. Généralement, l'usinage des nids d'abeilles en aluminium se caractérise par deux défauts détériorant la qualité de la surface usinée ; le premier défaut se matérialise par la déformation plastique des cellules et leur changement géométrique, le deuxième se localise au niveau des parois minces d'aluminium à cause de leurs mauvaises coupes et leurs pliages qui favorisent la création de bavures au niveau de la surface usinée (Figure II. 16). Ce défaut caractérise la qualité de l'usinage puisque son apparition est synonyme d'un mauvais usinage.

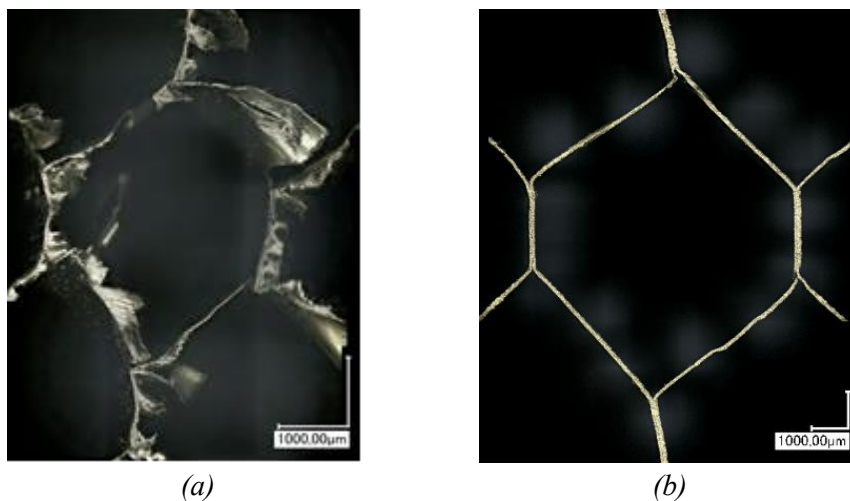


Figure II. 16. Cellules usinées du nid d'abeilles en aluminium : (a) cellules avec bavures et déformation plastique des parois ; (b) cellules sans bavure et sans déformation plastique.

Comme pour l'arrachement et la présence des fibres non coupées dans le cas du Nomex®, la formation des bavures apportera une malformation et une dissymétrie au niveau des ménisques créés de part et d'autre des parois du nid d'abeilles. Cette dissymétrie affecte la

qualité de l'assemblage de la structure sandwich et son maintien. Ces défauts sont déterminants pour le comportement du matériau sandwich lors de son utilisation à cause du pelage des parois. L'intérêt de déterminer le taux de bavure est de prévoir la qualité de surface issue de l'usinage dans le but d'avoir des pièces finies aptes à l'utilisation dans les matériaux sandwichs.

Lors de l'usinage, les cellules subissent une déformation plastique qui change leur configuration initiale. Le taux de déformation diffère selon les conditions de coupe utilisées. Ce défaut de déformation accompagne l'apparition des bavures (Figure II. 16). La bavure est définie comme l'excès de matière observée à l'extérieur de la forme géométrique idéale, dans le cas du nid d'abeilles, la forme géométrique souhaitée est celle qui est la plus proche des cellules initiales. La bavure est quantifiée par la mesure de ses paramètres géométriques (longueur, largeur, épaisseur) ou bien par la mesure de la surface occupée par son profil. Dans cette étude, on a opté pour la deuxième méthode qui est plus significative en matière de répartition de bavure surtout que la bavure a tendance à fermer les cellules alvéolaires (voir Figure II. 17), [145,149–156]. La difficulté rencontrée lors de la quantification de la bavure est la définition de la limite entre la géométrie de la cellule et la bavure, Figure II. 17-b. Cette séparation est d'autant plus difficile lorsque la déformation plastique subie par la cellule est plus prononcée. Cela se traduit par le fait qu'il n'est pas possible d'utiliser la géométrie initiale des cellules avant usinage vu le changement géométrique des cellules après l'opération d'usinage (Figure II. 16).

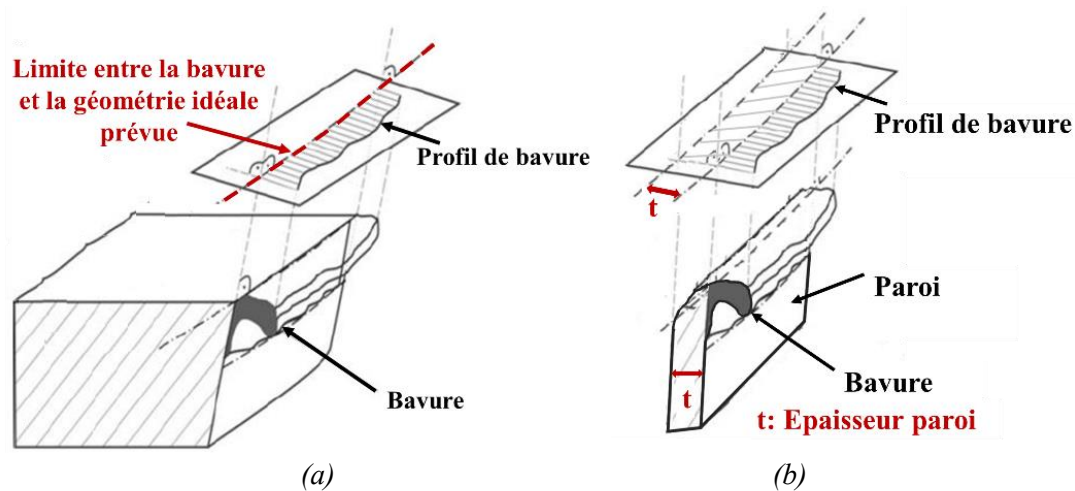


Figure II. 17. Mesure de la surface de la bavure : (a) pour un matériau plein ; (b) pour une cellule de nid d'abeilles.

A l'aide de l'interféromètre Bruker® présenté précédemment, des mesures sont effectuées sur les cellules de nid d'abeilles. Une cellule représentative de la surface usinée est mesurée, elle servira à la quantification de la bavure. Les étapes de la méthode mise en œuvre sont :

- Etape 1- numérisation de la cellule usinée : afin d'avoir une bonne qualité de surface numérisée avec une bonne résolution, cette étape est effectuée par l'interféromètre Bruker® 3D (Figure II. 18-a).

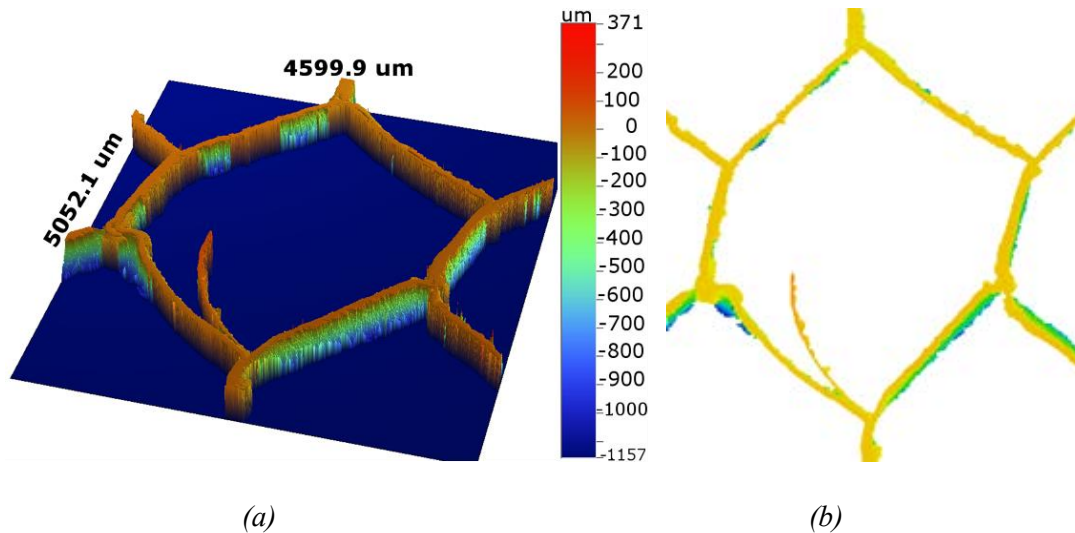


Figure II. 18. (a) Etape 1 : Numérisation d'une cellule usinée ; (b) Etape 2 : passage de l'image 3D à l'image 2D de la cellule usinée.

- Etape 2- passage de l'image 3D à l'image 2D de la cellule : l'interféromètre Bruker® fournit une numérisation 3D de la cellule usinée, une transformation en image 2D est nécessaire avec une vue de profil afin d'observer les bavures (Figure II. 18-b).
- Etape 3- Traitement de l'image : après la conversion en 2D, ces images sont transférées sur Matlab® pour être converties en tableau regroupant les coordonnées de chaque pixel et le code couleur qui lui est attribué, i.e. [255 255 255] pour le blanc, [0 0 0] pour le noir et [255 0 0] pour le rouge. Cette méthode permet de manipuler les images comme des tableaux et ainsi effectuer les différents traitements nécessaires pour aboutir au taux de bavures. Les traitements seront expliqués dans les étapes postérieures.
 - Etape 3a- Un passage de l'image en code binaire donnera une image noire et blanc à travers la méthode de seuillage à partir d'une image à niveau de gris. Le seuillage d'image est utilisé pour créer l'image monochrome Noir et Blanc ce qui permet d'identifier plus facilement les limites de la cellule, [210]. L'image finale comportera uniquement deux valeurs : 1 pour le blanc (représente la présence de matières) et 0 pour le noir (représente le vide alvéolaire de la cellule), Figure II. 19 b.
 - Etape 3b- Squelettisation : La squelettisation, appelée aussi processus d'amincissement [211], a pour but d'extraire la ligne moyenne représentant la forme générale de la cellule en nid d'abeilles, [212]. A cause de la bavure, le résultat de la squelettisation montre plusieurs branches reliées au squelette brut de la cellule, ces branches sont identifiées et supprimées afin d'obtenir le squelette de la cellule (Figures II. 19-c et d).

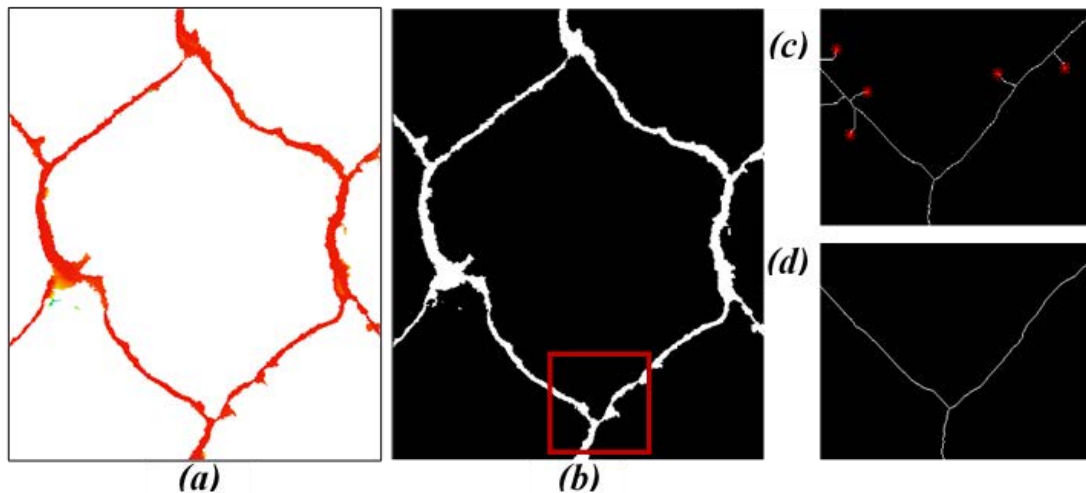


Figure II. 19. Etape 3 : Traitement d'images : (a) image 2D en couleur ; (b) image 2D binaire ; (c) Résultat de la squelettisation avec des branches ; (d) Résultat final de squelettisation.

- Etape 4 - Reconstruction de la cellule : A partir du squelette obtenu précédemment, la reconstruction d'une cellule sans bavure est possible. Il suffit d'identifier les parois de la cellule selon leur type (simple paroi ou double paroi) et d'ajouter sur l'image l'épaisseur adéquate. L'épaisseur des parois du nid d'abeilles est connue selon la densité de la structure usinée, une largeur t est attribuée aux parois simples et $2t$ aux parois doubles. La reconstruction de la cellule permet d'éliminer les bavures et de conserver la déformation plastique subie par les parois lors de l'usinage (Figure II. 20).

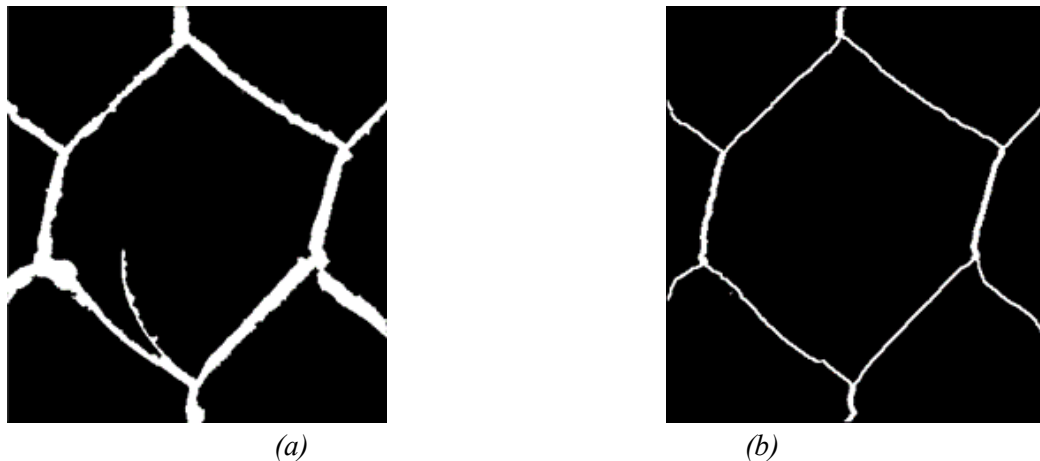


Figure II. 20. Etape 4 : Reconstruction de la cellule sans bavure : (a) image 2D binaire avec bavure (surface usinée) ; (b) Image 2D binaire reconstruite à partir de la squelettisation de la cellule (sans bavure).

- Etape 5 - Superposition des deux images : A cette étape deux images de la même cellule sont disponibles, une première contenant la cellule originale avec les bavures et une deuxième après traitement excluant les bavures et respectant l'épaisseur de chaque paroi. Afin de localiser les bavures, une superposition de deux images est effectuée ce qui permet de bien observer l'excès de matière sur les parois. La Figure II. 21 représente

la superposition des deux images, la surface rose représente les bavures existantes sur la cellule usinée et la zone blanche représente la zone occupée par la cellule sans bavure.

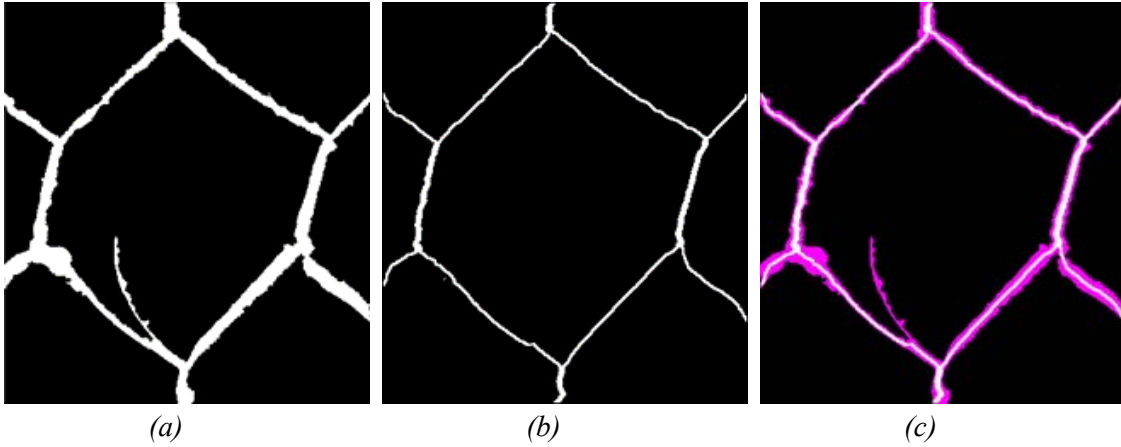


Figure II. 21. Etape 5 : superposition des deux images : (a) image 2D binaire avec bavure ; (b) image 2D binaire reconstruite sans bavure ; (c) image de la superposition des deux précédentes images (*Blanc : cellule sans bavure ; *Rose : bavure ; *Noir : vide).

- Etape 6 - Calcul du taux de bavure : Le taux de bavure dans une cellule est calculé par l'équation suivante :

$$\tau_{bavure} = \frac{S_{bavure}}{S_{total}} \quad (Eq II. 9)$$

avec τ_{bavure} : Taux de bavure.

S_{bavure} : Surface de bavure.

S_{total} : Surface total de la cellule usinée.

La surface de bavure et la surface totale de la cellule usinée sont mesurées avec le nombre de pixels contenus dans chaque surface. La Figure II. 22 montre l'algorithme du protocole de mesure de bavure pour une surface usinée de nid d'abeilles en aluminium. Pour résumer, le protocole de quantification de taux de bavure se décompose en trois grands volets : la préparation d'échantillon, le traitement d'images et l'identification de la bavure.

Plusieurs mesures seront effectuées dans le chapitre suivant afin d'étudier l'effet des conditions de coupe sur la qualité de surface ainsi que l'effet de l'évolution de l'usure sur la qualité de l'usinage du nid d'abeilles.

L'utilisation d'un profilomètre 3D est facultative, cette méthode est applicable aussi pour des clichés de cellules prises par n'importe quelle technique d'imagerie (microscope optique, MEB, appareil photo numérique, etc.). L'intérêt d'utiliser le profilomètre est la précision de la numérisation qui est de l'ordre d'une dizaine de nanomètres et une qualité finale d'image avec un très grand nombre de pixels (par exemple 5 290 000 pixels pour une image de 4 mm x 4 mm) ce qui rend l'analyse plus fiable et diminue les erreurs de mesure.

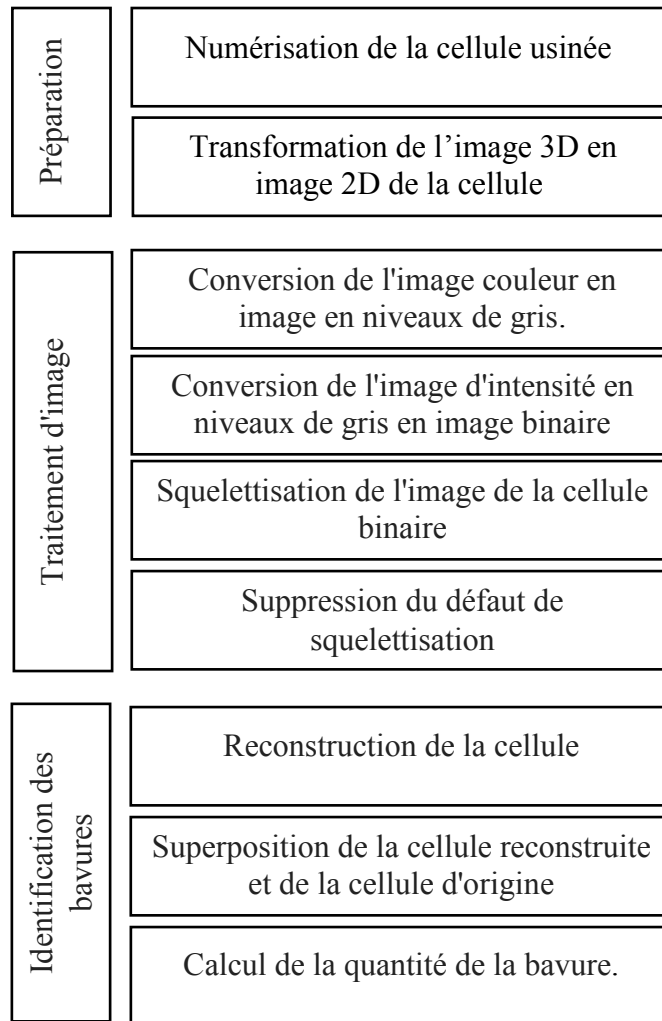


Figure II. 22. Protocole de mesure de la bavure pour une cellule de nid d'abeilles.

V. Conclusion

La structure alvéolaire et la faible épaisseur des parois représentent les principaux obstacles d'usinage des matériaux en nid d'abeilles. Ce chapitre présente notre démarche expérimentale et les investigations à mener pour caractériser l'usinage par fraisage des différents types de matériaux en nid d'abeilles (métallique et composite). L'usinage de ces matériaux nécessite des outils de coupe spécifiques.

Pour étudier l'influence des paramètres sur le comportement en usinage des structures d'âme en nid d'abeilles. Six paramètres ont été particulièrement étudiés : la vitesse d'avance, la vitesse de rotation, l'outil de coupe, la densité du matériau, la profondeur de coupe et l'angle de coupe. Afin d'optimiser les essais expérimentaux, un plan d'essai basé sur la méthode de Taguchi est effectué ce qui a permis de réduire le nombre d'essais réalisés. Les variables dépendant de la méthode de Taguchi sont les efforts de coupe mesurés au cours d'usinage et la qualité de la surface usinée. Ces deux critères déterminent la bonne usinabilité des nids d'abeilles.

Généralement, la qualité des surfaces usinées est représentée par la rugosité. Dans le cas des nids d'abeilles et des matériaux alvéolaires en général, les défauts d'usinage sont des

défauts de forme (fibres non coupées, arrachement bavure, ...). Dans la littérature, il n'existe pas de méthodes destinées à la mesure de la qualité des surfaces usinées dans le cas des matériaux nids d'abeilles. Pour répondre à cette problématique, deux protocoles d'identification et de quantification de la qualité des surfaces ont été mis en place. Une première méthode de mesure de défaut de forme (défaut de planéité) est destinée au nid d'abeilles Nomex®. La deuxième méthode est destinée à quantifier le taux de bavure engendré lors de l'usinage de nid d'abeilles en aluminium. Avec ces deux méthodes, une quantification de défauts d'usinage est possible et remplacera les mesures de rugosité.

Le chapitre suivant présentera les résultats obtenus par les différents plans d'expérience ainsi que les discussions nécessaires pour comprendre la coupe des matériaux en nid d'abeilles.

Chapitre III : Résultats expérimentaux

Sommaire

Chapitre III : Résultats expérimentaux	84
I. Fraisage des matériaux en nid d'abeilles composite Nomex®	86
I.1. Hiérarchisation de l'influence des paramètres d'usinage sur les efforts de coupe.....	87
I.2. Hiérarchisation de l'influence des paramètres sur l'état des surfaces usinées	90
II. Fraisage des matériaux en nid d'abeilles en aluminium.....	92
II.1. Hiérarchisation de l'influence des paramètres sur les efforts de coupe.....	93
II.2. Hiérarchisation de l'influence des paramètres sur l'état des surfaces usinées.....	95
III. Mécanismes physiques mis en jeu lors du fraisage du nid d'abeilles Nomex®	96
III.1. Processus de formation des copeaux lors du fraisage du Nomex®.....	96
III.2. Endommagement produit par la coupe en subsurface des pièces usinées	99
III.3. Evolution de l'état de surface usinée en fonction des conditions de fraisage	102
III.4. Evolution des efforts de coupe en fonction des conditions de fraisage.....	103
III.5. Evolution de l'usure des outils en fonction des conditions de fraisage.....	105
IV. Mécanisme physique mis en jeu lors du fraisage du nid d'abeilles en aluminium.....	111
IV.1. Processus de formation des copeaux lors du fraisage de nid d'abeilles aluminium.....	111
IV.2. Endommagement induit en subsurface des pièces usinées.....	112
IV.3. Evolution de l'état de surface usinée en fonction des conditions de fraisage	114
IV.4. Evolution des efforts de coupe en fonction des conditions de fraisage.....	116
IV.5. Evolution de l'usure des outils en fonction des conditions de fraisage.....	118
V. Conclusion.....	120

I. Fraisage des matériaux en nid d'abeilles composite Nomex®

Dans cette première étude nous examinons le cas de la structure nid d'abeilles dont les parois sont constituées de fibres d'aramides imprégnées dans une résine phénolique (Nomex®). Le plan d'expériences choisi permet d'évaluer six facteurs, chacun à trois niveaux avec 27 essais d'usinage. Chaque essai a été répété trois fois pour prendre en considération la dispersion des résultats dans l'analyse du plan d'expériences. Le Tableau III.1 rappelle les différents niveaux des variables indépendantes de l'étude de Taguchi. Le plan d'essais complet avec les résultats est présenté dans le Tableau III. 2.

Niveaux	Vitesse d'avance V_f [mm/min]	Vitesse de rotation N [tr/min]	Profondeur de coupe a_p [mm]	Angle de coupe α [°]	Outils	Densité (Nomex®) [Kg/m ³]
1	150	2000	2	0	CZ10 ⁽¹⁾	48
2	1000	15000	6	10	MABC ⁽²⁾	64
3	3000	23000	12	15	MSBC ⁽³⁾	72

(1) CZ10 : Outil combiné, lame circulaire lisse et déchiporteur à dix hélices avec brise copeau.
 (2) MSBC : Outil monobloc sans brises copeaux à dix dents.
 (3) MABC : Outil monobloc avec brises copeaux à dix dents.

Tableau III. 1. Facteurs et niveaux du plan d'expériences du fraisage du nid d'abeilles Nomex®.

Le fraisage des matériaux Nomex® est étudié principalement en condition de rainurage. L'opération consiste à réaliser une rainure d'une certaine profondeur de passe a_p . La prise de passe radiale de l'outil est égale au diamètre de celui-ci ($a_e = \varnothing_{\text{outil}}$). Cette configuration est illustrée sur la Figure III. 1.

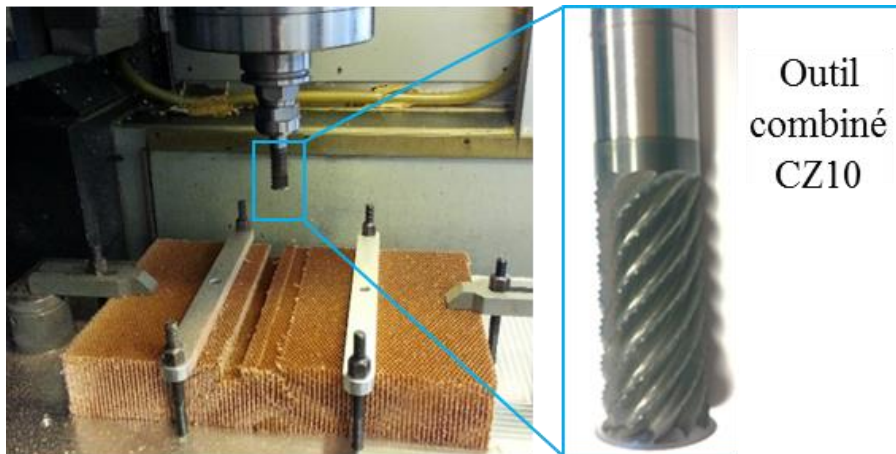


Figure III. 1. Photo illustrant l'opération de rainurage réalisée sur le nid d'abeilles NOMEX®.

Le Tableau III. 2 contient les résultats issus du fraisage du Nomex®. Les trois composants de l'effort de coupe F_x , F_y et F_z sont mesurés et l'effort de coupe moyen est calculé à l'aide de l'équation Eq II. 1. De plus, l'état de la surface de la structure nid d'abeilles Nomex® est qualifié en utilisant le protocole développé dans le chapitre 2. Il s'agit de la quantification de la taille des défauts de forme provoqués par la présence des fibres non coupées et des parois déchirées.

Essais	Paramètre du plan d'essai						Résultats				
	Angle de coupe	Outil	Densité Nomex®	ap	N	f	Fx	Fy	Fz	Fm	Défaut de surface (µm)
1	1	1	1	1	1	1	4.67	2.81	12.53	13.66	252.82
2	1	1	1	1	2	2	3.22	2.71	11.26	12.02	243.71
3	1	1	1	1	3	3	2.66	4.05	9.77	10.90	208.22
4	1	2	2	2	1	1	2.05	2.37	1.32	3.40	223.07
5	1	2	2	2	2	2	1.74	2.01	1.36	2.98	262.64
6	1	2	2	2	3	3	2.16	2.96	1.93	4.14	345.02
7	1	3	3	3	1	1	9.98	5.77	1.82	11.67	338.73
8	1	3	3	3	2	2	11.04	5.24	3.14	12.62	234.9
9	1	3	3	3	3	3	12.08	6.511	3.57	14.18	240.16
10	2	1	2	3	1	2	13.53	23.77	41.60	49.78	390.97
11	2	1	2	3	2	3	11.42	12.29	24.29	29.52	441.73
12	2	1	2	3	3	1	1.63	1.23	3.00	3.63	292
13	2	2	3	1	1	2	0.74	1.16	0.68	1.53	2586.9
14	2	2	3	1	2	3	0.52	0.68	0.97	1.29	1147.5
15	2	2	3	1	3	1	0.76	1.48	1.51	2.25	656.61
16	2	3	1	2	1	2	6.13	6.28	2.02	9.00	751.65
17	2	3	1	2	2	3	5.84	4.98	2.03	7.94	676.57
18	2	3	1	2	3	1	1.42	1.46	1.26	2.40	471.23
19	3	1	3	2	1	3	16.45	15.86	30.88	38.41	2050.9
20	3	1	3	2	2	1	2.82	1.83	4.76	5.83	485.65
21	3	1	3	2	3	2	1.58	1.90	9.70	10.01	542.1
22	3	2	1	3	1	3	12.20	28.18	4.20	30.99	4742.1
23	3	2	1	3	2	1	1.96	2.10	1.27	3.15	1713.6
24	3	2	1	3	3	2	2.30	2.36	1.46	3.60	2240.8
25	3	3	2	1	1	3	2.04	3.08	1.07	3.85	2714.5
26	3	3	2	1	2	1	0.73	0.42	0.86	1.20	569.4
27	3	3	2	1	3	2	1.05	1.21	1.04	1.92	1953.3

Tableau III. 2. Plan d'expériences de Taguchi et résultats des essais d'usinage du Nomex®.

I.1. Hiérarchisation de l'influence des paramètres d'usinage sur les efforts de coupe

La Figure III. 2 représente la sensibilité des efforts de coupe à la variation de chaque paramètre de fraisage. Leurs influences sont évaluées à travers le calcul de l'indice signal-bruit en considérant

le critère de la minimisation de l'objectif (la valeur de l'effort la plus petite est meilleure). Plus l'écart entre le maximum et le minimum de chaque courbe est faible, plus l'influence de ce paramètre est négligeable par rapport aux autres.

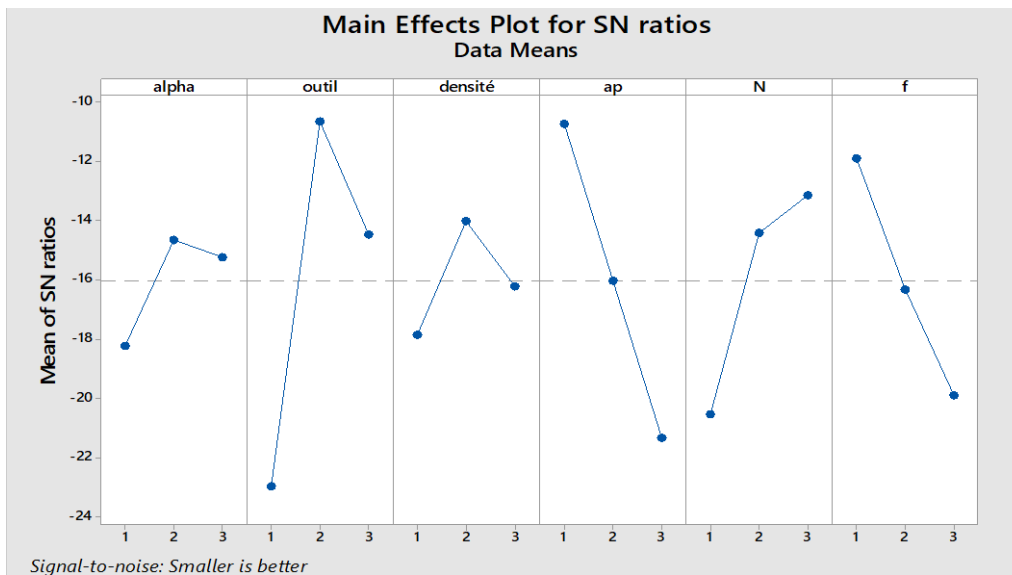


Figure III. 2. Influence des différents facteurs sur l'effort de coupe moyen (indice Signal-Bruit).

Il en résulte que l'angle de coupe et la densité du nid d'abeilles sont les moins influents par rapport aux autres paramètres. Tandis que la profondeur de coupe et la géométrie de l'outil sont les variables les plus importantes. Ces résultats sont en accord avec les observations de Jenarathan [186] qui a montré la grande importance de la géométrie des outils par rapport aux autres conditions de fraisage des composites GFRP. L'effet de la profondeur de coupe est particulièrement important sur le niveau des efforts car la quantité de matière enlevée dépend fortement de ce paramètre. Plus la profondeur est importante plus l'effort de coupe est élevé. La profondeur de coupe dépend de l'opération choisie ébauche ou finition.

Concernant la géométrie de l'outil, la Figure III. 3 montre l'effet de cette dernière sur les efforts de coupe. Pour l'outil combiné CZ10, la présence du couteau lisse engendre un contact permanent avec les parois de nid d'abeilles (Figure III. 4-b), et donne ainsi un effort de coupe F_z (effort d'écrasement) plus important que les efforts F_x et F_y . Ceci est dû à la résistance des cellules qui est maximale dans la direction z . Pour les outils monoblocs, F_z n'est plus l'effort dominant comme pour l'outil combiné CZ10, mais F_y (effort tangentiel) à cause du contact ponctuel entre les dents de l'outil et les fines parois du nid d'abeilles (Figure III. 4-a).

En comparaison avec les efforts générés lors du fraisage des matériaux pleins [186,198,213], le fraisage du nid d'abeilles se caractérise par des efforts de coupe relativement faibles variants entre 1 N et 50 N selon les conditions étudiées. La Figure III. 3 montre un exemple de ces faibles variations pour chacun des outils considérés avec la condition de coupe : $N = 15000$ tr/min, $V_f = 1000$ mm/min et $a_p = 6$ mm. Ceci est explicable par la géométrie cellulaire de la structure en nid d'abeilles et à sa faible densité qui est de l'ordre de 5% par rapport à celle d'un matériau plein.

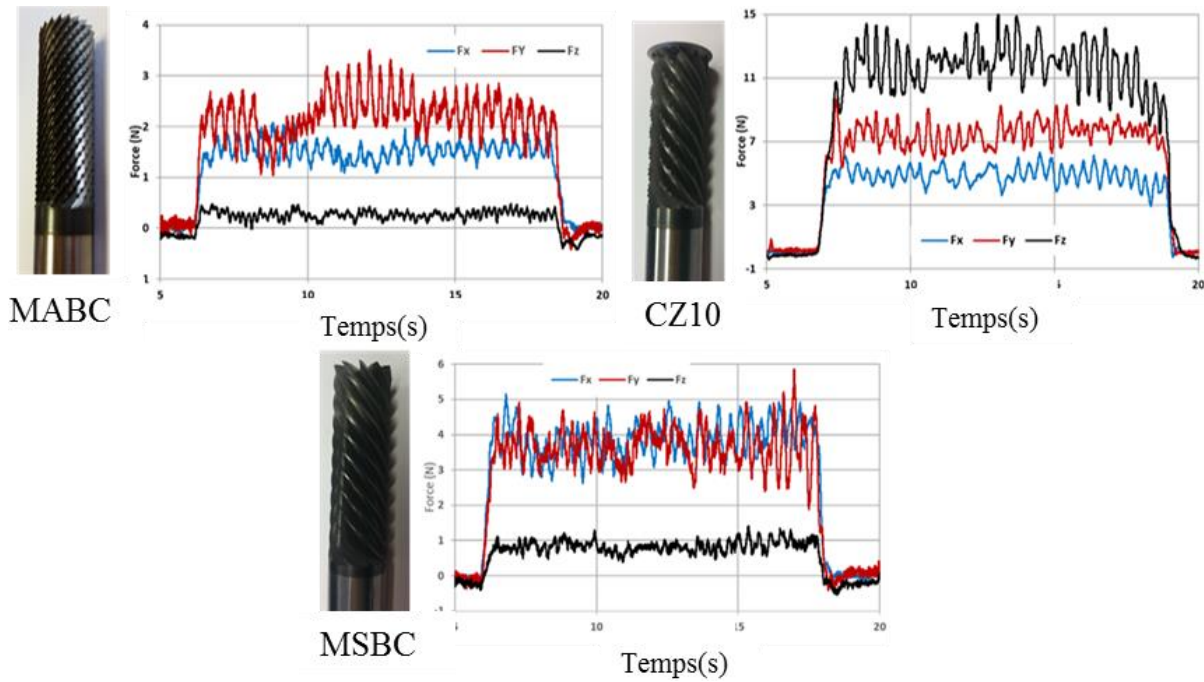


Figure III. 3. Exemple d'évolution des composants de l'effort de coupe F_x , F_y et F_z en fonction de la géométrie des outils. Densité Nomex® 48 kg/m³, $N = 15000$ tr/min, $V_f = 1000$ mm/min, $a_p = 6$ mm.

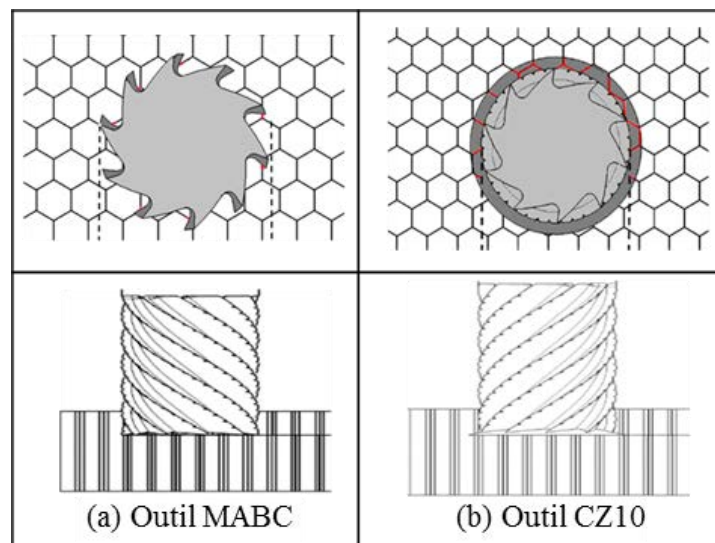


Figure III. 4. Contact outil / surface nid d'abeilles pour des outils (a) monobloc et (b) combiné.

L'étude statistique de Taguchi est couplée à une analyse de la variance ANOVA afin de donner un poids à l'influence de chaque paramètre. Les résultats sont présentés dans le Tableau III. 3. Cette analyse a été réalisée avec un niveau de signification de 5% et un niveau de confiance de 95%. L'importance des paramètres dans ANOVA est déterminée en comparant les valeurs de l'indice d'importance P de chaque paramètre à 0,05. Si P est inférieur à 0,05 alors le paramètre est important. Afin de hiérarchiser les paramètres d'usinage, la moyenne des rapports Signal-Bruit est calculée pour chaque niveau et chaque facteur, Tableau III. 4. En déterminant l'écart entre le maximum et le minimum pour chaque facteur représenté par la variable DELTA, un classement d'influence est effectué. Finalement, cette étude montre que pour les efforts de coupe, la géométrie de l'outil est le paramètre le plus influent suivi par la profondeur de coupe, la vitesse d'avance, la vitesse de rotation, la densité du nid d'abeilles et l'angle de coupe.

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Angle de coupe	2	66.54	66.54	33.27	1.82	0.241
Outil	2	714.76	714.76	357.38	19.57	0.002
Densité	2	67.36	67.36	33.68	1.84	0.238
ap	2	505.49	505.49	252.75	13.84	0.006
N	2	280.39	280.39	140.19	7.68	0.022
f	2	290.07	290.07	145.04	7.94	0.021
Outil*N	4	72.91	72.91	18.23	1.00	0.476
Outil*f	4	76.33	76.33	19.08	1.04	0.457
Erreur résiduelle	6	109.58	109.58	18.26		
Total	26	2183.44				

Tableau III. 3. Analyse de la variance pour les rapports Signal-Bruit.

Niveau	Angle de coupe	Outil	Densité	ap	N	f
1	-18.21	-22.96	-17.85	-10.72	-20.52	-11.87
2	-14.63	-10.65	-14.00	-16.02	-14.40	-16.30
3	-15.21	-14.45	-16.21	-21.32	-13.14	-19.89
Delta	3.58	12.31	3.85	10.60	7.38	8.01
Rang	6	1	5	2	4	3

Tableau III. 4. Table de réponse pour Signal-Bruit (la plus petite est meilleure).

I.2. Hiérarchisation de l'influence des paramètres sur l'état des surfaces usinées

La deuxième réponse choisie pour l'étude statistique de Taguchi est l'état des surfaces usinées. Compte tenu de leur faible niveau, les efforts de coupe seuls ne permettent pas de caractériser l'usinabilité des structures en nid d'abeilles. La qualité des surfaces usinées permet d'établir un critère pour déterminer et quantifier les effets des conditions opératoires sur l'usinage. La méthodologie développée dans cette thèse et présentée dans le chapitre 2 permet la détermination de la taille des défauts de la surface usinée en fonction des conditions de fraisage. Cette méthode s'affranchit des contraintes géométriques de la structure nid d'abeilles. La Figure III. 5 présente la sensibilité de la qualité de l'état de surface par rapport à la variation de chaque paramètre de fraisage.

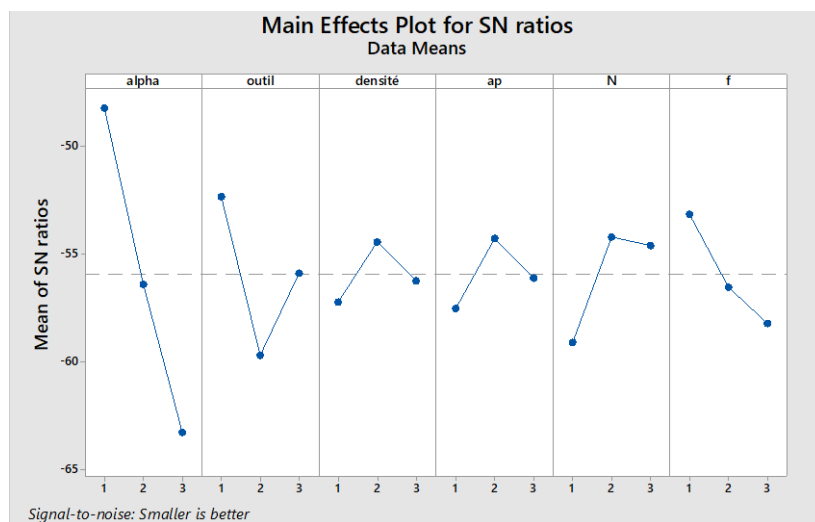


Figure III. 5. Influence des différents facteurs sur l'état de surface usinée (indice signal-bruit).

Une importante variation de la taille des défauts est observée à la surface des pièces usinées en fonction des paramètres de coupe. Elle varie de 0,2 mm jusqu'à environ 4,7 mm. La valeur importante de la taille des défauts indique la présence de fibres non coupées et du déchirement des parois. Une importante influence est attribuée à l'angle de coupe (α) avec un grand écart entre le maximum et le minimum de la courbe d'influence (Figure III. 5). La qualité des surfaces usinées est également sensible à la géométrie des outils avec une meilleure qualité obtenue avec l'outil combiné CZ10. La géométrie élaborée de cet outil permet un usinage précis des cellules Nomex® et une surface extérieure de grande qualité. Nous avons constaté que la densité du nid d'abeilles et la profondeur de coupe ont une faible influence sur la qualité des surfaces. Ces remarques sont en contradiction avec ceux de Sreenivasulu [160] qui a donné plus de poids à la profondeur de coupe lors du fraisage des composites. Cette différence est due aux faibles profondeurs de coupe étudiées par Sreenivasulu [160] (0,5, 1 et 1,5 μm) qui ne sont pas du même ordre que les niveaux choisis dans notre étude (2, 6 et 12 mm).

Le poids de ces paramètres est déterminé à travers l'étude statistique ANOVA (Tableau III. 5). La comparaison de l'indice P issue de l'analyse de variance à 0,05 détermine l'importance de l'influence de chaque paramètre d'usinage sur la qualité de surface. Le Tableau III. 6 donne le classement final de l'influence des paramètres d'usinage. L'angle de coupe (α) se trouve en tête des facteurs influents suivi par la géométrie de l'outil, la vitesse d'avance, la vitesse de rotation, la profondeur de passe et la densité.

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Alpha	2	1023.20	1023.20	511.602	48.08	0.000
Outil	2	243.94	243.94	121.972	11.46	0.009
Densité	2	36.29	36.29	18.144	1.71	0.259
ap	2	47.67	47.67	23.834	2.24	0.188
N	2	132.09	132.09	66.045	6.21	0.035
f	2	119.90	119.90	59.952	5.63	0.042
Outil*N	4	12.08	12.08	3.020	0.28	0.878
Outil*f	4	16.27	16.27	4.068	0.38	0.814
Erreur résiduelle	6	63.84	63.84	10.640		
Total	26	1695.29				

Tableau III. 5. Analyse de la variance pour les rapports Signal-Bruit.

Niveau	Alpha	Outil	Densité	ap	N	f
1	-48.21	-52.32	-57.22	-57.51	-59.07	-53.14
2	-56.38	-59.68	-54.42	-54.26	-54.20	-56.52
3	-63.27	-55.87	-56.23	-56.10	-54.60	-58.21
Delta	15.06	7.36	2.80	3.25	4.88	5.07
Rang	1	2	6	5	4	3

Tableau III. 6. Table de réponse pour Signal-Bruit (la plus petite est meilleure).

II. Fraisage des matériaux en nid d'abeilles en aluminium

Afin d'étudier l'influence des paramètres de coupe sur le fraisage de nid d'abeilles en aluminium, une deuxième série d'essais basée sur la méthode Taguchi est réalisée. Le Tableau III. 7 rappelle les différents niveaux des variables indépendantes de l'étude. Le plan d'expériences et les résultats sont présentés dans le Tableau III. 8. Le fraisage des matériaux en nid d'abeilles aluminium est également réalisé selon la configuration de rainurage, Figure III. 6.

Niveaux	Vitesse d'avance V_f [mm/min]	Vitesse de rotation N [tr/min]	Profondeur de coupe a_p [mm]	Angle de coupe α [°]	Outils	Densité (Aluminium) [Kg/m ³]
1	150	2000	2	0	CDZ10 ⁽¹⁾	49
2	1000	15000	6	10	MABC ⁽²⁾	67
3	3000	23000	12	15	MSBC ⁽³⁾	72

(1) CDZ10 : Outil combiné, lame circulaire dentée et déchiqueteur à dix hélices avec brise copeau.
 (2) MSBC : Outil monobloc sans brises copeaux à dix dents.
 (3) MABC : Outil monobloc avec brises copeaux à dix dents.

Tableau III. 7. Facteurs et niveaux du plan d'expériences du fraisage du nid d'abeilles Nomex®.

Le fraisage des matériaux en nid d'abeilles aluminium est également réalisé selon la configuration de rainurage, Figure III. 6.

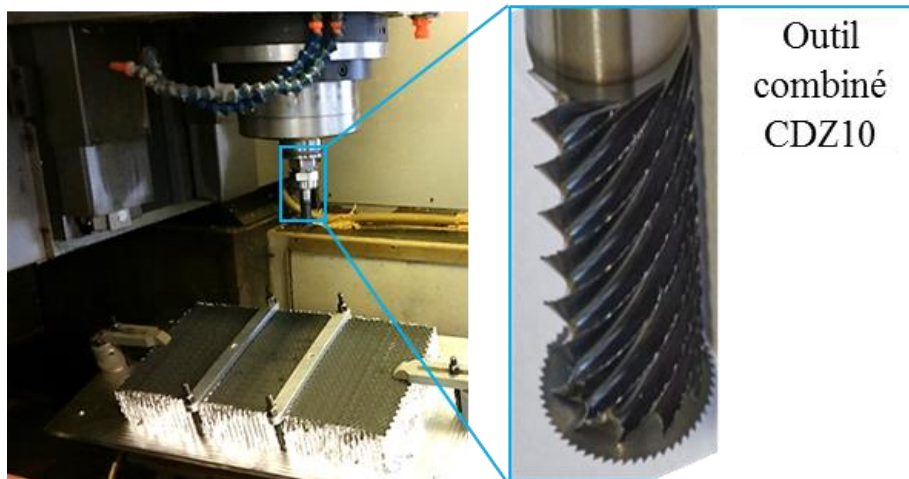


Figure III. 6. Photo illustrant l'opération de rainurage du nid d'abeilles en aluminium.

Le Tableau III. 8 rassemble les résultats des essais de fraisage de nid d'abeilles en aluminium. Les efforts de coupe et l'état des surfaces usinées ont été identifiés pour chaque condition. La qualité des surfaces est représentée par le taux de bavure mesuré sur les parois des cellules.

Essais	Paramètres du plan d'essai						Résultats				
	Angle de coupe	Outil	Densité Alu	ap	N	f	Fx	Fy	Fz	Fm	Taux de bavure
1	1	1	1	1	1	1	1.24	3.52	4.33	5.72	23.74
2	1	1	1	1	2	2	0.55	2.32	2.01	3.12	15.05
3	1	1	1	1	3	3	0.25	2.07	2.00	2.89	8.910
4	1	2	2	2	1	1	1.97	2.74	0.34	3.39	70.94
5	1	2	2	2	2	2	1.62	2.09	0.37	2.67	38.50
6	1	2	2	2	3	3	2.19	2.29	0.55	3.21	56.70
7	1	3	3	3	1	1	3.73	4.65	0.63	5.99	20.71
8	1	3	3	3	2	2	3.19	3.96	0.61	5.12	28.97
9	1	3	3	3	3	3	3.30	4.26	1.24	5.53	8.35
10	2	1	2	3	1	2	9.37	29.60	21.80	37.94	33.49
11	2	1	2	3	2	3	5.01	13.46	10.17	17.60	11.18
12	2	1	2	3	3	1	2.00	1.93	1.74	3.28	5.40
13	2	2	3	1	1	2	0.94	2.25	0.03	2.44	156.64
14	2	2	3	1	2	3	0.71	1.18	0.12	1.38	69.91
15	2	2	3	1	3	1	2.24	0.64	0.24	2.35	22.71
16	2	3	1	2	1	2	2.05	3.92	0.51	4.45	212.76
17	2	3	1	2	2	3	1.69	2.63	0.43	3.15	151.14
18	2	3	1	2	3	1	0.73	0.97	0.23	1.24	89.68
19	3	1	3	2	1	3	6.22	18.70	14.11	24.24	47.47
20	3	1	3	2	2	1	1.00	2.06	1.66	2.83	11.73
21	3	1	3	2	3	2	1.54	3.21	2.38	4.29	4.97
22	3	2	1	3	1	3	6.27	22.27	1.38	23.18	384.95
23	3	2	1	3	2	1	1.23	1.73	0.30	2.14	231.95
24	3	2	1	3	3	2	1.71	2.09	0.14	2.70	361.07
25	3	3	2	1	1	3	1.76	4.44	0.72	4.83	410.58
26	3	3	2	1	2	1	0.32	0.45	0.08	0.56	19.27
27	3	3	2	1	3	2	1.31	1.28	0.12	1.83	22.37

Tableau III. 8. Plan d'expérience de Taguchi et résultats des essais d'usinage du nid d'abeilles aluminium.

II.1. Hiérarchisation de l'influence des paramètres sur les efforts de coupe

La Figure III. 7 représente l'influence des paramètres sur les efforts de coupe issus de l'étude statistique de Taguchi et leurs variations entre les niveaux de chaque paramètre. Cette influence est évaluée à travers le calcul de l'indice signal-bruit. Il résulte de l'analyse que la vitesse de rotation, la vitesse d'avance, la géométrie de l'outil et la profondeur de coupe sont les paramètres les plus influents. Par contre, l'angle de coupe (α) et la densité du matériau sont les moins influents sur les efforts d'usinage et leurs variations selon les différents niveaux restent presque constantes. Concernant l'effet important de la profondeur de coupe, les mêmes résultats sont obtenus lors de l'usinage de l'aluminium plein [214–216]. Ceci est lié au taux d'enlèvement de la matière qui est lié à la profondeur de coupe.

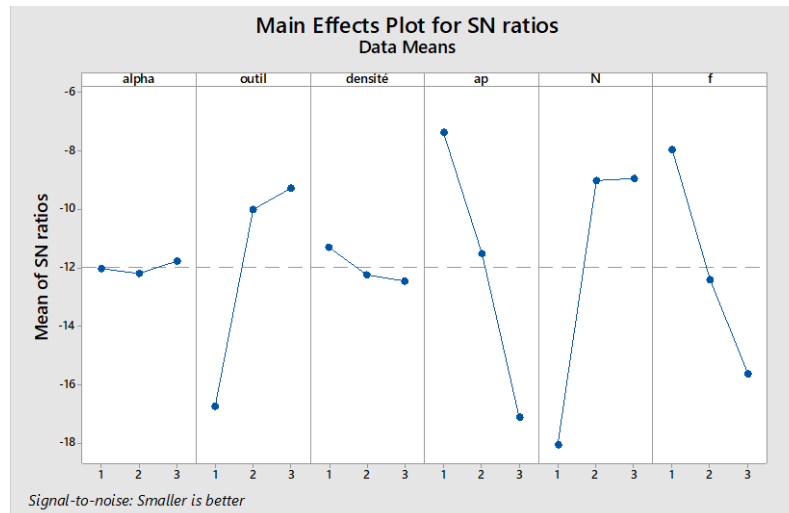


Figure III. 7. Influence des différents facteurs sur les efforts de coupe lors de l'usinage du nid d'abeilles aluminium.

Les résultats de l'analyse ANOVA sont présentés dans les deux Tableaux III. 9 et 10. Ainsi, en se basant sur le critère d'influence P, calculé avec un niveau de signification de 5% et un niveau de confiance de 95%, la géométrie de l'outil, la profondeur de coupe, la vitesse de rotation et la vitesse d'avance sont dans l'ordre les paramètres les plus influents sur les efforts de coupe. La densité du nid d'abeilles et l'angle de coupe arrivent en dernier de ce classement.

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Alpha	2	0.82	0.815	0.408	0.02	0.977
Outil	2	304.40	304.399	152.199	8.60	0.017
Densité	2	6.72	6.725	3.362	0.19	0.832
ap	2	432.11	432.105	216.053	12.21	0.008
N	2	493.95	493.955	246.977	13.96	0.006
f	2	267.30	267.300	133.650	7.55	0.023
Outil*N	4	63.84	63.835	15.959	0.90	0.518
Outil*f	4	43.05	43.045	10.761	0.61	0.672
Erreur résiduelle	6	106.16	106.157	17.693		
Total	26	1718.34				

Tableau III. 9. Analyse de la variance pour les rapports Signal-Bruit.

Niveau	Alpha	Outil	Densité	ap	N	f
1	-12.011	-16.711	-11.286	-7.343	-18.029	-7.943
2	-12.177	-9.976	-12.219	-11.494	-8.987	-12.379
3	-11.754	-9.255	-12.437	-17.106	-8.925	-15.620
Delta	0.422	7.456	1.151	9.763	9.104	7.676
Rang	6	4	5	1	2	3

Tableau III. 10. Table de réponse pour Signal-Bruit (la plus petite est meilleure).

II.2. Hiérarchisation de l'influence des paramètres sur l'état des surfaces usinées

Lors du fraisage du nid d'abeilles en aluminium, la présence de bavures sur les parois des cellules est un signe de mauvaise qualité de surface. Le taux de bavure a été mesuré lors de ces essais en utilisant la méthode développée dans le chapitre 2. La Figure III. 8 présente la sensibilité de l'état des surfaces aux paramètres de l'étude. Une importante influence est attribuée à la géométrie des outils avec un écart important entre l'outil combiné (CDZ10) contenant une lame dentée, qui favorise le fraisage avec moins de défaut, et les deux autres outils (monoblocs). La vitesse de rotation de l'outil se positionne à la deuxième place. La densité du nid d'abeilles en aluminium a également une influence importante, l'étude de Taguchi la classe en troisième position. Cette importance est liée au comportement ductile de l'aluminium constituant les parois. L'effet du changement de la densité est lié à l'évolution de l'épaisseur des parois et la géométrie des cellules. Ces deux paramètres favorisent la déformation plastique et le pliage des parois et ainsi l'apparition plus au moins prononcée de la bavure.

Le poids des six paramètres de l'étude est confirmé via l'analyse statistique ANOVA. En se basant sur les deux Tableaux III. 11 et 12, le classement de l'influence des paramètres de coupe sur l'évolution du taux de bavure est comme suit : 1- géométrie de l'outil, 2- vitesse de rotation N , 3- densité, 4- angle de coupe, 5- vitesse d'avance V_f , 6- profondeur de coupe ap .

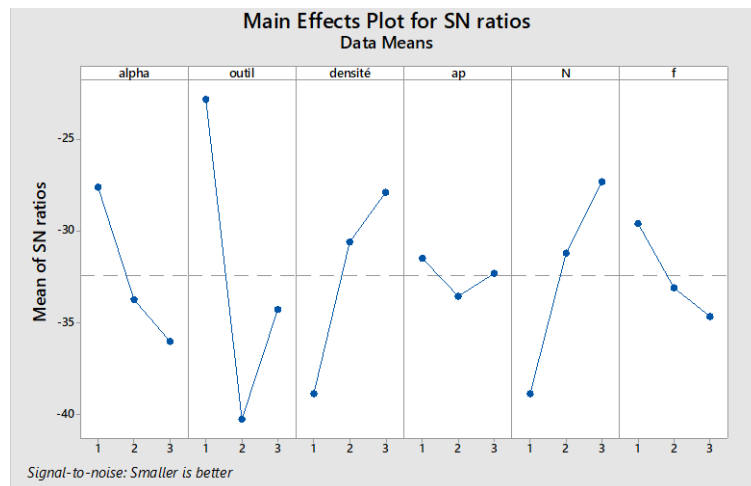


Figure III. 8. Influence des différents facteurs sur le défaut de bavure indice signal-bruit

Source	DF	Seq SS	Adj SS	Adj MS	F	P
Alpha	2	343.46	343.46	171.731	4.39	0.067
Outil	2	1413.90	1413.90	706.952	18.06	0.003
Densité	2	588.91	588.91	294.455	7.52	0.023
ap	2	19.98	19.98	9.989	0.26	0.783
N	2	622.26	622.26	311.130	7.95	0.021
f	2	119.95	119.95	59.977	1.53	0.290
Outil * N	4	61.65	61.65	15.411	0.39	0.807
Outil * Vf	4	30.10	30.10	7.525	0.19	0.934
Erreur résiduelle	6	234.85	234.85	39.142		
Total	26	3435.06				

Tableau III. 11. Analyse de la variance pour les rapports Signal-Bruit.

Niveau	Alpha	Outil	Densité	ap	N	f
1	-27.54	-22.77	-38.83	-31.44	-38.81	-29.56
2	-33.69	-40.21	-30.54	-33.53	-31.15	-33.05
3	-35.99	34.24	-27.85	-32.25	-27.26	-34.61
Delta	8.45	17.44	10.97	2.09	11.56	5.04
Rang	4	1	3	6	2	5

Tableau III. 12. Table de réponse pour Signal-Bruit (la plus petite est meilleure).

III. Mécanismes physiques mis en jeu lors du fraisage du nid d'abeilles Nomex®

L'étude statistique de Taguchi avec l'analyse de variance ANOVA, présentés dans les deux paragraphes précédents, a permis d'identifier les paramètres les plus influents pour chaque matériau, ainsi que leurs poids. Pour les deux réponses, qui sont les efforts de coupe et l'état de surface, la géométrie de l'outil et les conditions de coupe s'affichent parmi les paramètres les plus influents. Il est donc nécessaire de prendre en compte dans la suite de notre étude expérimentale cette hiérarchisation pour étudier les mécanismes physiques mis en jeu lors du fraisage des nids d'abeilles.

Pour cette deuxième partie de l'étude expérimentale, l'outil combiné « CZ10 » est choisi, Figure III. 1. Ce dernier est constitué d'un disque conique en carbure de tungstène avec un diamètre de 18,3 mm et des bords lisses ayant un angle de coupe de 22° et un angle de dépouille de 2,5°. La partie supérieure de l'outil est un corps cylindrique en acier rapide de diamètre 16 mm constitué de dix hélices contenant des brises copeaux. En raison de leurs faibles influences sur l'état de surface, la profondeur de coupe est fixée à 6 mm, l'angle de coupe est fixé à 0° et la densité du Nomex® est fixée à 72Kg/m³. Un suivi du processus de formation des copeaux, des mécanismes d'endommagement en corrélation avec l'évolution des efforts de coupe, la qualité des surfaces et l'usure des outils a été effectué en fonction des conditions de coupe.

III.1. Processus de formation des copeaux lors du fraisage du Nomex®

Au cours d'une opération d'usinage par enlèvement de matière, le processus de formation des copeaux implique de fortes interactions entre l'outil coupant et la matière usinée. La formation des copeaux est directement conditionnée par le comportement du matériau et de la géométrie des outils, et aussi par les conditions de coupe (vitesse de rotation et vitesse d'avance). Afin d'étudier les interactions entre l'outil et la structure lors de l'usinage nous avons utilisé une caméra vidéo rapide Phantom V1212 pour suivre la formation des copeaux à différents instants, Figure III. 9. Le processus de formation des copeaux reste très difficile à visualiser à cause de l'inaccessibilité de l'interface outil/pièce et outil/copeau pendant l'opération de fraisage (mouvement rapide de l'outil et de la pièce, débris, ...). Nous avons donc utilisé la situation d'usinage d'épaulement afin d'observer ce processus et les interactions outil-matière. Cette manipulation présente l'avantage de dégager un espace suffisant autour de l'outil et de la pièce, c'est propice à l'observation de la formation du copeau. Il est également à noter que l'obtention d'images nettes et avec suffisamment de contraste demande de réaliser un compromis entre la vitesse d'acquisition, résolution des images et intensité de l'éclairage.

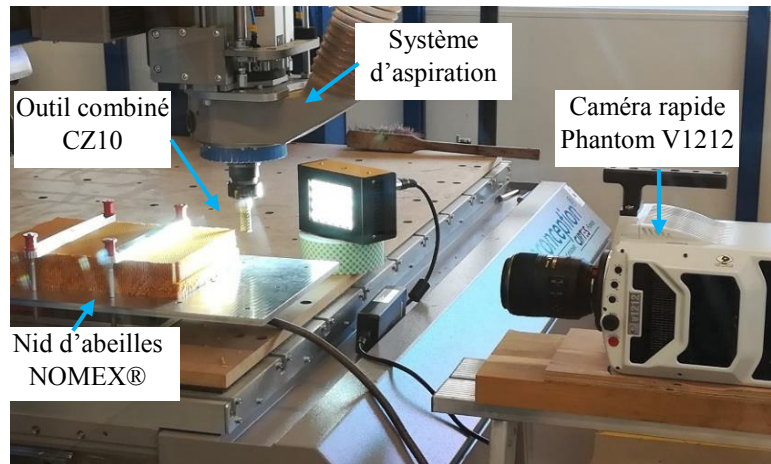


Figure III. 9. Photo du dispositif mis en place pour le suivi de la formation des copeaux avec une vidéo caméra rapide.

L'outil combiné CZ10 est caractérisé par une différence de diamètre entre le couteau circulaire et le décheteur. Cela provoque une formation du copeau en plusieurs étapes. Le couteau est le premier composant de l'outil qui rencontre les parois de nid d'abeilles, Figure III. 10-a. La formation des copeaux s'initie par la découpe des parois par le couteau circulaire. La rotation et l'avance du couteau provoquent une friction entre le couteau et les parois, cela provoque la séparation de la paroi en deux parties. La partie découpée de la paroi continue de frotter sur la surface supérieure du couteau jusqu'à atteindre le corps de fraise (le décheteur).

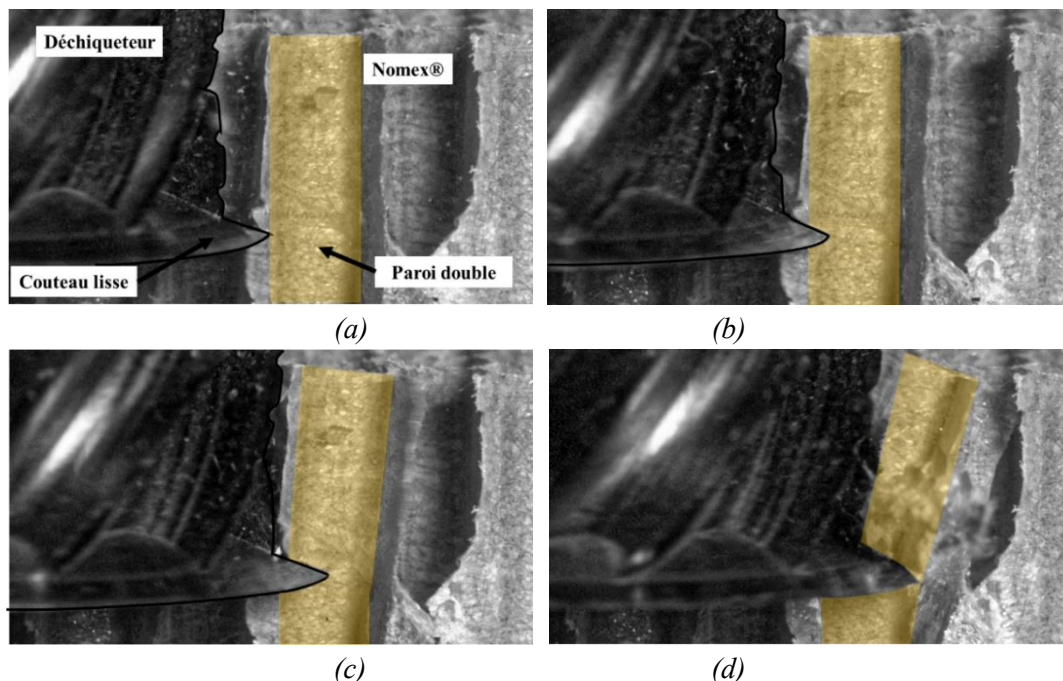


Figure III. 10. Mécanisme de formation des copeaux lors de l'usinage du Nomex®, conditions de coupe : $V_f=1000$ mm/min et $N=15000$ tr/min.

La formation totale du copeau se fait une fois que les parois coupées au préalable sont déchetées et refoulées par la partie supérieure de l'outil, Figure III. 10-d. La surface supérieure du couteau circulaire représente la face de coupe. Le copeau séparé des parois glisse sur cette dernière avant d'atteindre le décheteur. La surface inférieure du couteau représente la face de dépouille

puisqu'elle est en contact avec la surface fraîchement usinée. L'action des deux parties de l'outil CZ10 permet d'éviter que la matière découpée s'enroule autour de l'outil ce qui peut détériorer la pièce à usiner ou même l'entraîner en dehors de la table de la machine. A l'issue de l'usinage du nid d'abeilles Nomex®, on observe différentes formes de copeaux. L'action combinée du couteau et du déchiqueteur provoque selon les conditions d'usinage soit des copeaux en poussière soit des morceaux de parois des cellules de la structure. Les Figures III. 11-14 présentent des exemples de copeaux de nid d'abeilles Nomex® obtenus après usinage. Les copeaux résultants du fraisage avec des grandes vitesses de rotation ($N= 23000$ tr/min) et des faibles vitesses d'avance ($V_f=200$ mm/min) sont sous forme de poudre constituée de fibres d'aramide et de la résine phénolique coupée en fines particules de taille inférieure à $100\ \mu\text{m}$, Figures III. 11. En augmentant la vitesse d'avance (3000 mm/min), la morphologie du copeau change complètement. On observe du copeau sous forme de parois de largeur de 1 mm et de longueur de 4 à 6 mm, Figures III. 12. Des copeaux de taille plus importante sont générés pour des faibles vitesses de rotation (2000 tr/min), on observe un ensemble de parois intactes de taille importante qui portent des traces d'arrachement et de déchirement, Figures III. 13. Une quatrième catégorie de copeaux est observée avec des faibles vitesses de rotation et de grandes vitesses d'avance ($N= 2000$ tr/min et $V_f= 3000$ mm/min), il s'agit de cellules entières générées comme copeau lors de l'usinage, des ensembles de 2 à 3 cellules sont observées.

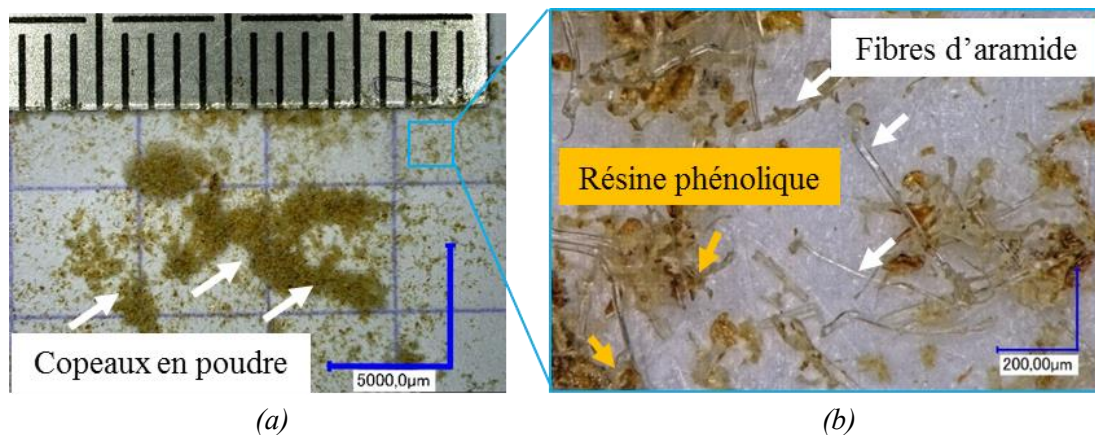


Figure III. 11. Morphologie des copeaux Nomex® pour $N= 23000$ tr/min et $V_f= 200$ mm/min : (a) copeaux sous forme de poussière jaune, (b) composition du copeau (fibres d'aramide et résine phénolique).

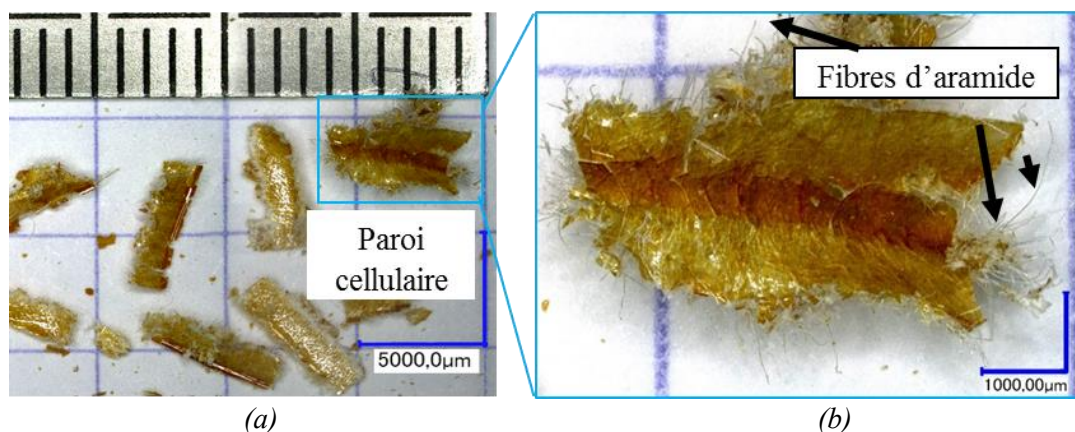


Figure III. 12. Morphologie des copeaux Nomex® pour $N= 23000$ tr/min et $V_f= 3000$ mm/min : (a) copeaux sous forme de parois de Nomex®, zoom sur une paroi coupée.

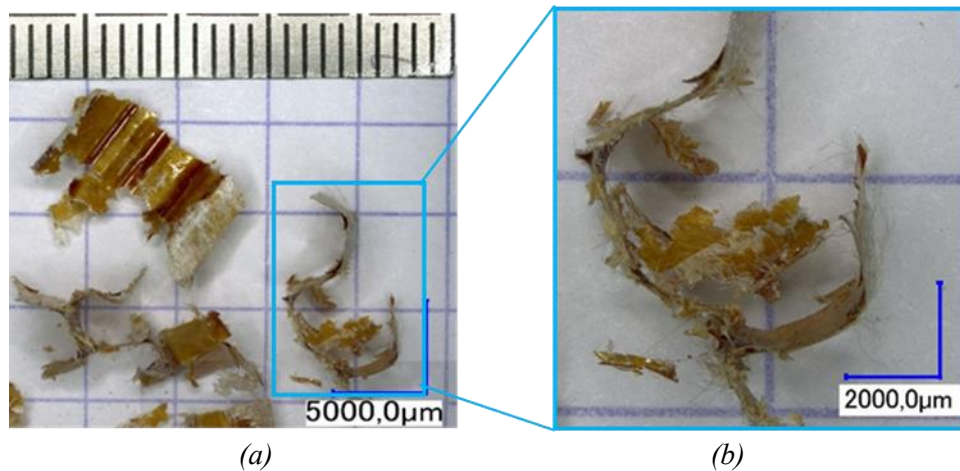


Figure III. 13. Morphologie des copeaux Nomex® pour $N= 2000$ tr/min et $V_f= 200$ mm/min : (a) copeaux sous forme de plusieurs parois de Nomex®, (b) Zoom sur les parois coupés

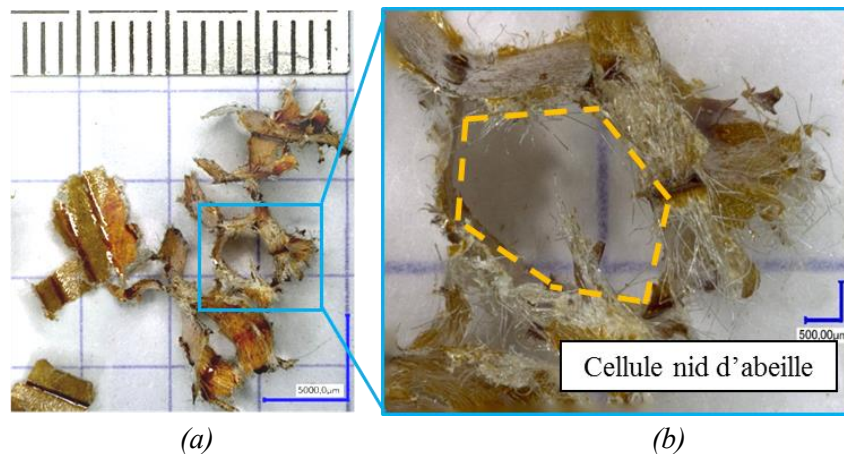


Figure III. 14. Morphologie des copeaux Nomex® pour $N= 2000$ tr/min et $V_f= 3000$ mm/min : (a) copeaux sous forme de cellules de Nomex®, (b) zoom sur cellule coupée.

III.2. Endommagement produit par la coupe en subsurface des pièces usinées

L'opération de fraisage peut impliquer des endommagements aux abords et en profondeur de la zone usinée telle que l'arrachement des fibres, le délaminage des parois, la dégradation thermique (échauffement trop important), les fibres arrachées et non coupées, etc. Comme il a été mentionné précédemment, la qualité des surfaces est d'une importance cruciale. La Figure III. 15 montre les principales zones d'apparition de défauts d'usinage. Ces derniers, observés au niveau des parois simples (faible épaisseur), sont le déchirement des parois et les fibres non coupées. Les parois doubles résistent plus au déchirement car leur épaisseur est plus importante et contient une couche supplémentaire de résine qui lie les deux parois. Le défaut le plus prononcé dans la zone des doubles parois est la présence de fibres non coupées. Les zones de jonction, qui représentent l'endroit de rencontre de plusieurs parois, se caractérisent par l'existence d'une quantité plus importante de résine. Elles subissent du délaminage qui se traduit par la séparation des parois et la détérioration de la résine.

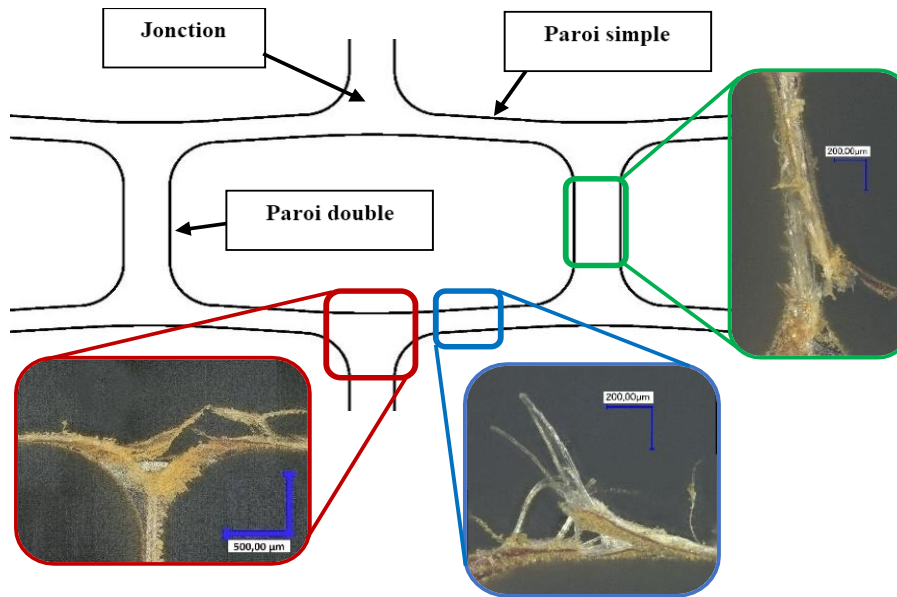


Figure III. 15. Différents défauts de coupe observés sur le nid d'abeilles Nomex®.

La Figure III. 16 présente quelques exemples de parois simples de surfaces générées lors du fraisage avec différentes conditions. Les images optiques comparent un bon usinage (Figure III. 16 a) avec deux situations extrêmes. Les fibres non coupées dépassent la surface usinée avec différentes longueurs et orientations (les fibres constituant le papier Nomex® sont courtes et mélangées d'une façon aléatoire), Figure III. 16-b. Dans le dernier cas, du déchirement et de l'arrachement des parois sont observés, Figure III. 16-c.

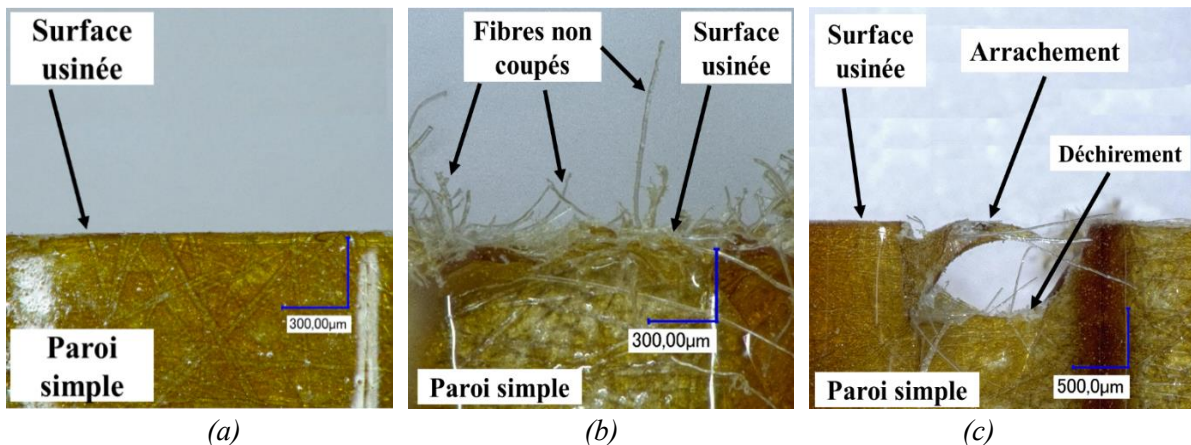


Figure III. 16. Endommagement des parois du nid d'abeilles Nomex® après usinage.

Le Tableau III. 13 regroupe l'ensemble des images optiques des surfaces usinées lors de cette étude en fonction des conditions de coupe. Le déchirement des parois et le délaminage au niveau des jonctions sont observés pour le fraisage à une vitesse de rotation faible ($N = 2000$ tr/min). Ces défauts s'atténuent en cédant la place à la génération de fibres non coupées avec l'augmentation de la vitesse de rotation. Ils disparaissent pour la condition $N = 23000$ tr/min et $V_f = 200$ mm/min. Par contre pour la même vitesse de rotation et pour les trois autres vitesses d'avance (1000, 1500 et 3000 mm/min) des fibres non coupées sont observées.

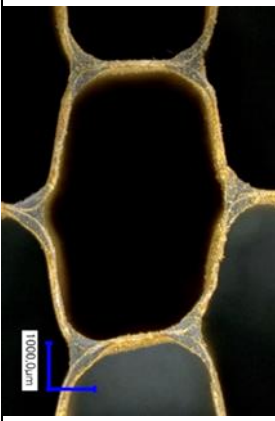
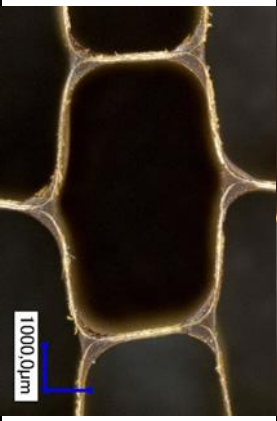
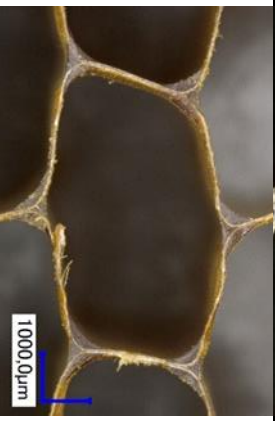

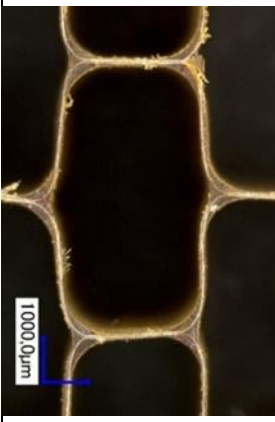

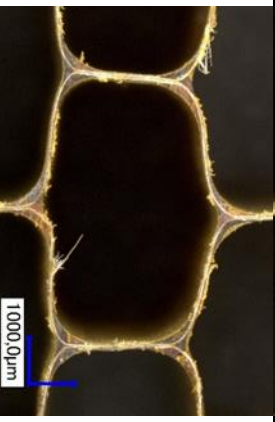
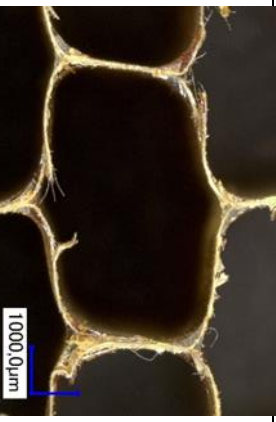
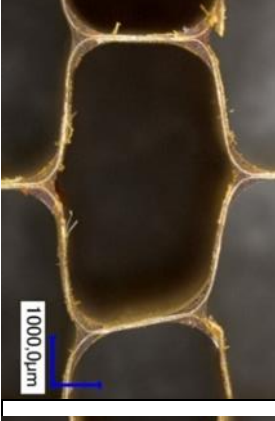
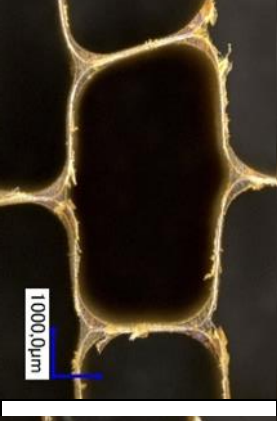
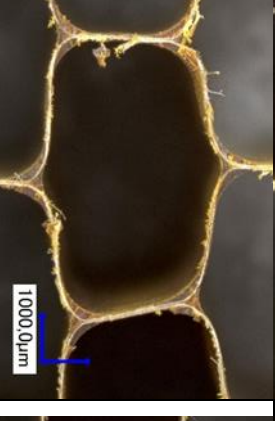

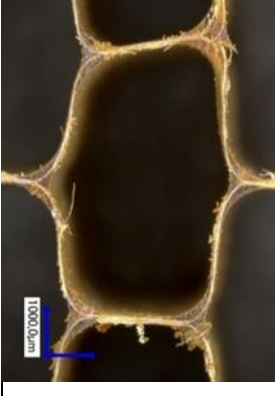

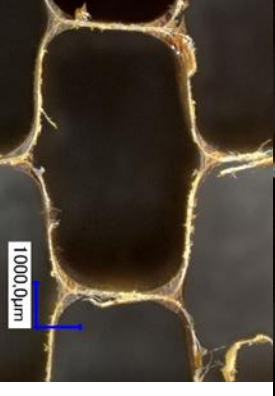

Vitesse de rotation, N (tr/min)				Vitesse d'avance, Vf (mm/min)		
23000	15000	10000	2000			
				200		
				1000		
				1500		
				3000		

Tableau III. 13. Observations microscopiques de l'état des surfaces usinées en fonction des conditions de fraisage.

De même, l'usinage des matériaux composites montre une relation forte entre la qualité de surface et les conditions de coupe avec une amélioration de l'état des surfaces pour des vitesses d'avance faibles et des vitesses de rotation élevées [3, 29–33]. L'arrachement et les fibres non coupées sont des endommagements induits d'une source mécanique. Sous certaine condition le cisaillement des fibres devient difficile et entraîne de l'arrachement de celle-ci [157]. L'arrachement observé dans les matériaux composites est plus prononcé pour les stratifiés fortement orienté surtout pour l'orientation de fibre à 45° par rapport à l'avance de l'outil. Dans le cas de cette étude, les fibres courtes d'aramide sont dispersées d'une façon aléatoire dans le papier Nomex® avec une infinité d'orientations. Avec la faible épaisseur du papier, tout ceci favorise le déchirement et l'arrachement du papier Nomex®.

III.3. Evolution de l'état de surface usinée en fonction des conditions de fraisage

La qualité de l'état des surfaces après usinage est généralement évaluée par le paramètre rugosité [172,218]. Comme le montrent les mécanismes d'endommagement dans le cas du nid d'abeilles Nomex®, ce critère ne prend pas en compte l'ampleur des dégâts engendrés lors de l'usinage, [65,101]. Comme il a été expliqué auparavant, les dégradations subies dépassent les limites de la rugosité et atteignent le critère de défaut de forme. Ainsi, le bon usinage du Nomex® sera justifié par une faible taille des défauts présents à la surface usinée. Ce critère est mesuré à travers la méthode présentée précédemment. La Figure III. 17 illustre l'ensemble des résultats de l'effet des conditions de coupe les plus influentes d'après l'étude statistique du paragraphe I sur la qualité de l'état de surface (vitesse d'avance et vitesse de rotation). D'une manière générale, la taille des défauts augmente avec l'augmentation de la vitesse d'avance et diminue avec l'augmentation de la vitesse de rotation.

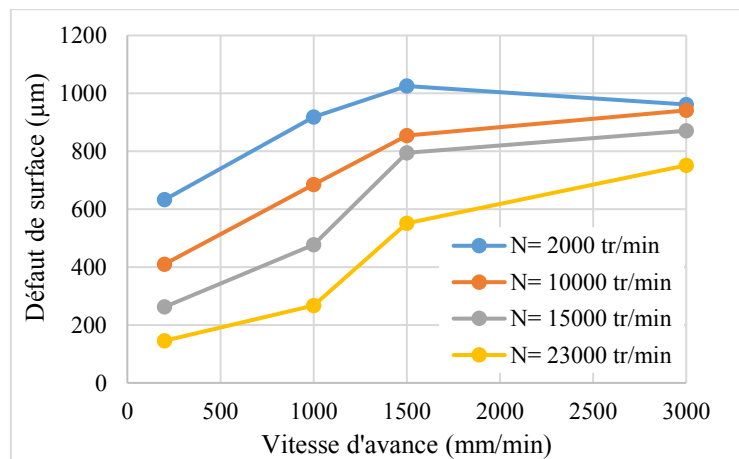


Figure III. 17. Evolution des défauts de surface avec la vitesse d'avance et la vitesse de rotation lors de l'usinage du nid d'abeilles Nomex avec l'outil CZ10.

Il est à noter également que les défauts mesurés sur les cellules usinées varient entre 145 µm et 1 mm. Dans le cas du détournage des composites stratifiés, Haddad [159] désigne le défaut comme un défaut d'arrachement lorsque la profondeur dépasse 30 µm. Dans le cas de notre étude, il est clair que les dommages générés lors de l'usinage du Nomex® dépassent le défaut de rugosité. L'utilisation de cette dernière est recommandée pour des défauts variant de quelques micromètres à quelques dizaines de micromètres, [209]. La plus faible taille de défaut est observée pour une vitesse de rotation de 23000 tr/min et une vitesse d'avance de 200 mm/min, elle est de 145 µm. La Figure III. 18 présente

une image optique d'une cellule usinée sous ces conditions et le traitement numérique effectué sur Matlab afin de calculer la taille du défaut de forme. On constate l'absence de fibres non coupées ou de déchirement des parois de la cellule. Une surface plane est observée avec des écarts faibles entre les points numérisés et le plan des moindres carrés référence du calcul. Pour la même vitesse de rotation (23000 tr/min), la taille des défauts augmente avec la vitesse d'avance pour atteindre $751 \mu\text{m}$ (un défaut cinq fois plus important).

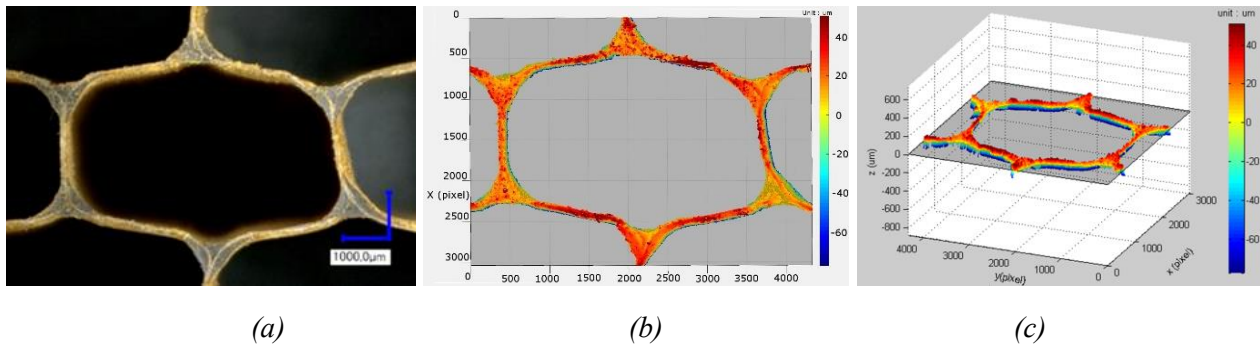


Figure III. 18. Etat de surface usinée pour $N= 23000 \text{ tr/min}$ et $V_f= 200 \text{ mm/min}$: (a) image optique d'une cellule ; (b) Image numérique 3D ; (c) Traitement numérique de l'image en 3D.

Une taille de défauts supérieure à $800 \mu\text{m}$ est synonyme de déchirement prononcé des parois du nid d'abeilles comme pour le cas d'usinage à des faibles vitesses de rotation (2000 tr/min) et à des vitesses d'avances élevées (3000 mm/min), Figure III. 19. On constate une présence intense de fibres non coupées, du déchirement des parois simples et du délaminage des jonctions. Lors du traitement des images sous Matlab, les fibres non coupées sont situées au-dessus du plan des moindres carrés (plan de référence pour le calcul). Les creux provoqués par le déchirement des parois sont en-dessous du plan de référence. Ceci traduit l'écart important entre les points numérisés de la surface mesurés et le plan des moindres carrés.

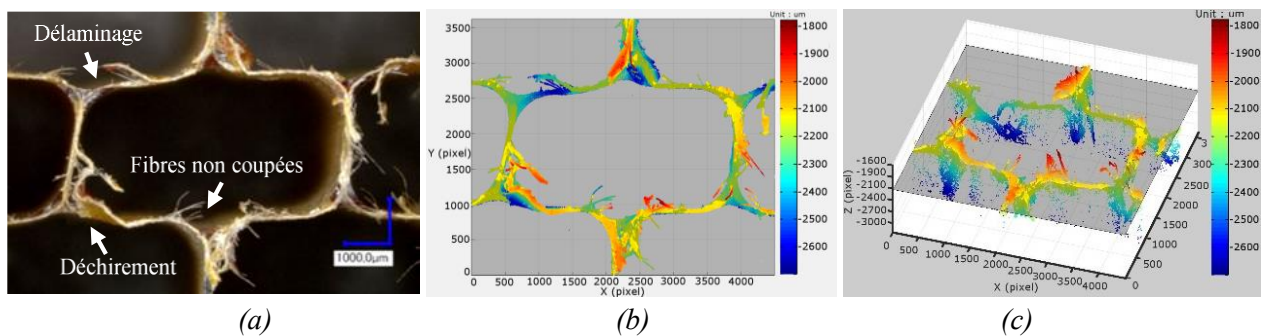


Figure III. 19. Etat de surface usinée pour $N= 2000 \text{ tr/min}$ et $V_f= 3000 \text{ mm/min}$: (a) image optique d'une cellule ; (b) Image numérique 3D ; (c) Traitement numérique de l'image en 3D.

III.4. Evolution des efforts de coupe en fonction des conditions de fraisage

Les Figures III. 20 et 21 présentent l'évolution de l'effort de coupe moyen F_m et des différents composants de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) en fonction des conditions d'usinage. On constate un faible niveau en général des efforts générés lors du fraisage du nid d'abeilles Nomex®.

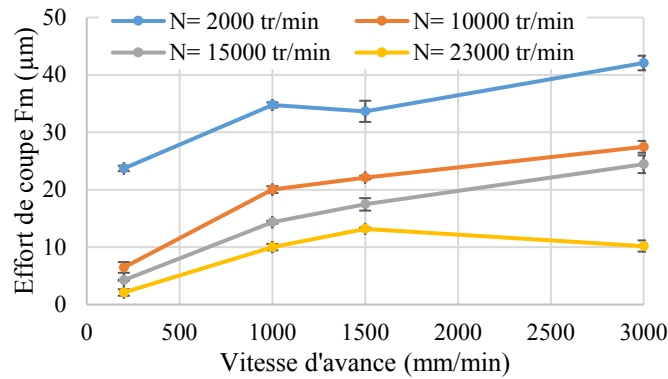


Figure III. 20. Evolution de l'effort de coupe moyen F_m en fonction des conditions de coupe pour l'outil combiné CZ10.

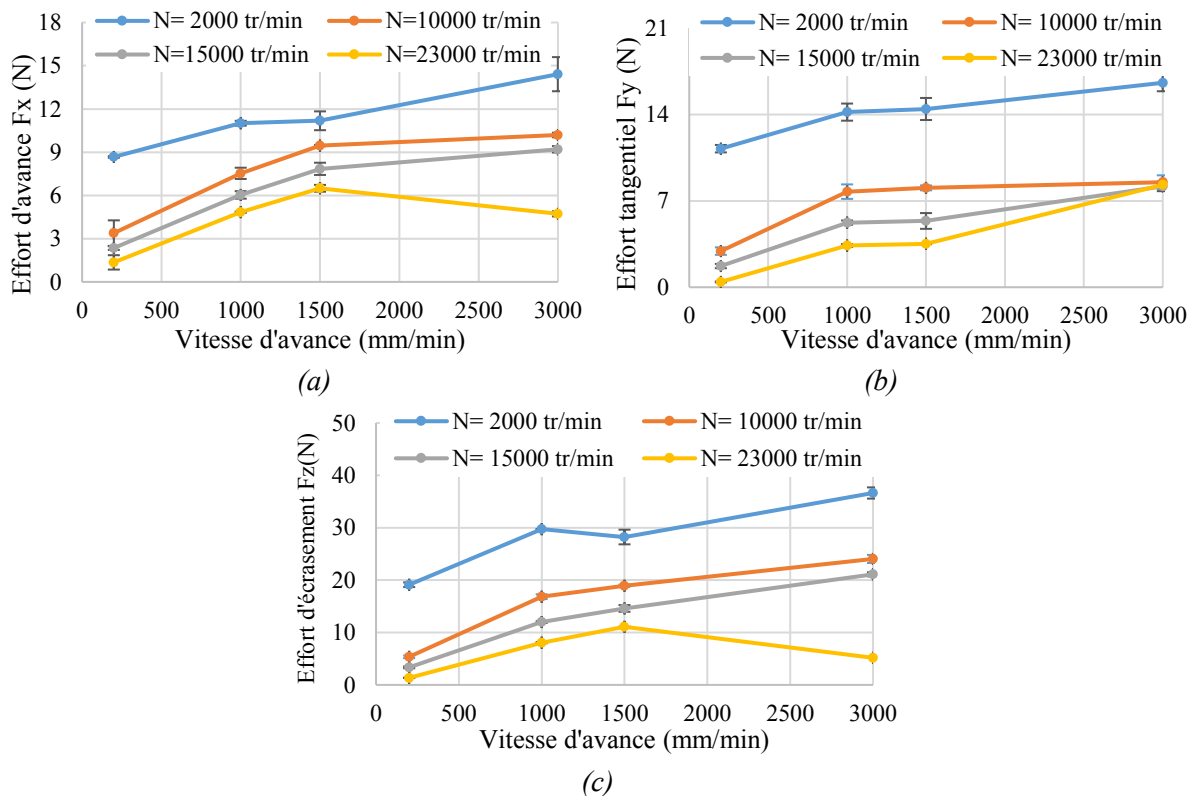


Figure III. 21. Evolution des efforts de coupe en fonction des conditions de coupe pour l'outil combiné CZ10 : (a) F_x ; (b) F_y ; (c) F_z .

Comme expliqué plus haut, c'est la composante de l'effort F_z la plus importante, elle est deux fois plus élevée que F_x et F_y . Cette différence est liée au comportement mécanique du nid d'abeilles qui est considéré comme étant un comportement orthotrope et qui donc dépend de la direction du chargement. Les efforts maximaux sont observés pour des faibles vitesses de rotation et des grandes vitesses d'avance. L'effort de coupe diminue avec l'augmentation de la vitesse de rotation. Pour une vitesse d'avance de 3000 mm/min, l'effort de coupe atteint la valeur de 10 N à une vitesse de rotation de 23000 tr/min. La diminution de la vitesse d'avance fait aussi chuter les efforts de coupe. Une diminution de 20 N est observée entre les vitesses d'avance 3000 mm/min et 200 mm/min à une vitesse de rotation de 2000 tr/min. L'effort minimal est observé pour une grande vitesse de rotation (23000 tr/min) et une faible vitesse d'avance (200 mm/min). La même tendance est observée pour

tous les composants des efforts qui augmentent avec la vitesse d'avance et diminuent en fonction de la vitesse de rotation. La réponse des structures en nid d'abeilles face aux sollicitations de l'usinage est influencée par leur comportement viscoélastique sensible à l'effet de la vitesse de chargement, [37,49]. Keshavanarayana et Thotakuri [50] ont montré que l'augmentation de la vitesse d'impact lors d'un essai de compression sur des matériaux en nid d'abeilles engendre l'augmentation de la résistance à la compression ainsi que la résistance maximale. Ce comportement est observé quelle que soit la direction du chargement que ça soit dans le plan ou hors-plan [52] ; cependant, la viscoélasticité est plus prononcée pour la direction hors-plan, [50] (direction de l'axe Z).

Concernant l'usinage des matériaux composites en général, une baisse des efforts de coupe est observée avec l'augmentation de la vitesse de rotation, et une augmentation avec l'augmentation de la vitesse d'avance de l'outil, [138,186,187]. Ce comportement est expliqué par les épaisseurs théoriques des copeaux, (Eq III. 1) [159]. Ces épaisseurs sont plus importantes pour des vitesses d'avance élevées et moins importantes pour des vitesses de rotation élevées. La vitesse d'avance par tour et par dent f_z dépend de la vitesse d'avance V_f et la vitesse de rotation N (Eq III. 2). Ainsi, plus le copeau à enlever par fraisage est grand plus des efforts de coupe importants sont nécessaires. Ceci explique le comportement des efforts de coupe observé lors de l'usinage du Nomex®.

$$h_m = f_z \sqrt{\frac{a_p}{D}} \quad (\text{Eq III. 1})$$

$$f_z = \frac{f}{Z \times N} \quad (\text{Eq III. 2})$$

avec :

- h_m : l'épaisseur théorique du copeau (mm),
- f_z : la vitesse d'avance par tour et par dent (mm/dent/tour),
- a_p : la profondeur de passe (mm),
- D : le diamètre de l'outil (mm),
- Z : nombre de dents,
- V_f : vitesse d'avance (mm/min),
- N : vitesse de rotation (tr/min).

III.5. Evolution de l'usure des outils en fonction des conditions de fraisage

Un comportement à l'usure similaire à celui observé lors de l'usinage des matériaux composites classiques a été constaté dans notre étude. Les modes d'usure des outils pour l'usinage des matériaux composites classiques sont l'écaillage, l'usure en dépouille, la perte d'acuité d'arête et le collage. Cependant, le mécanisme d'abrasion est le mécanisme d'usure le plus souvent rencontré lors de l'usinage des composites. Il est généré par le frottement copeau/outil et outil/pièce. Les fibres qui représentent le constituant dur des composites sont responsables de cette usure. Ces phénomènes dépendent de la géométrie des outils et du matériau composite usiné, [219–221].

Des essais ont été mis en place pour mettre en évidence les modes d'usure et leur évolution en fonction des conditions de coupe. L'usinage du nid d'abeilles Nomex® provoque l'accumulation d'une poudre "jaunâtre" sur l'outil combiné CZ10 (couteau et déchiqueteur), Figure III. 22. La

couleur de cette poussière indique qu'elle provient de la résine phénolique qui enrobe le papier d'aramide. Ces observations sont similaires à celles faites dans plusieurs études sur l'usinage des composites stratifiés. Par exemple, une couche de poussière noire qui fait référence à la résine et aux fibres de carbone est remarquée sur les outils lors de l'usinage des composites CFRP, [117,157,159].



Figure III. 22. Accumulation des copeaux en poudre sur l'outil de coupe combiné CZ10.

L'accumulation de la poudre est plus prononcée pour des grandes vitesses de rotation et de faibles avances. Cette poussière est constituée non seulement de la résine phénolique mais aussi de fibres d'aramide coupées en petits fragments. Dans le cas d'usinage avec des vitesses de rotation et d'avance très élevées, la quantité de poudre présente sur l'outil est moins significative. Ceci est dû au changement de la morphologie des copeaux. Ils passent de poussière de débris de composites Nomex® à des parois des cellules du nid d'abeilles.

Le couteau circulaire est l'élément le plus sollicité pendant l'opération de fraisage. Il est en contact direct avec la surface usinée et il a le rôle de couper et séparer les parois du Nomex® pour générer les copeaux. Afin de vérifier sa résistance face aux sollicitations du fraisage, des observations approfondies de l'état de la surface inférieure du couteau (surface de dépouille) sont réalisées. La Figure III. 23 montre deux clichés de cette surface pour deux couteaux circulaires utilisés sous deux conditions de coupe différentes. La première image correspond à une vitesse de rotation élevée (23000 tr/min) et la deuxième à une vitesse de rotation assez faible (2000 tr/min). Sur la première image la présence d'une bande jaune près de l'arête de coupe est remarquable, elle est presque inexistante pour la deuxième condition de coupe. Des traces d'abrasion ont été également remarquées pour les deux cas, particulièrement sur les surfaces supérieures des outils.

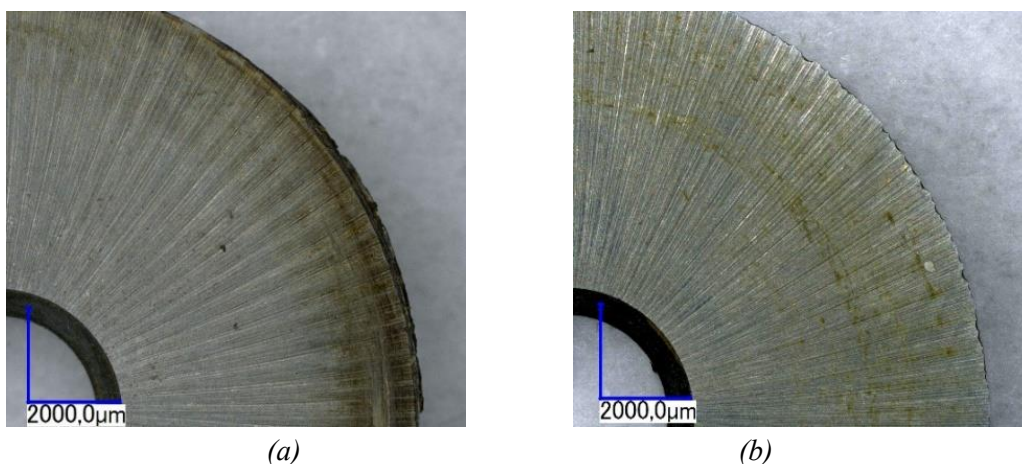


Figure III. 23. Images optiques de la surface inférieure du couteau circulaire : (a) $N= 23000$ tr/min et $V_f= 200$ mm/min, (b) $N= 2000$ tr/min et $V_f= 200$ mm/min.

Pour les vitesses de rotation élevées, la résine phénolique est suspectée d'être à l'origine de cette bande de couleur jaune, sachant que contrairement à la poussière qui s'accumule sur l'outil lors de l'usinage, cette bande est plus dense et adhère sur la surface de dépouille.

Afin d'identifier les modes d'usure, une analyse topographique a été effectuée à l'aide de l'interféromètre 3D Bruker® autour de l'arête de coupe sur la face de dépouille, Figure III. 24. Cette analyse a montré un dépôt de matières sur la surface inférieure de l'outil qui est en contact permanent avec la surface usinée. L'épaisseur de la bande peut dépasser les 50 μm . L'analyse topographique montre également le détachement sur certaines zones de la résine de la bande. La surface de l'outil dans ces zones est intacte et ne présente pas d'enlèvement de matière, ce qui favorise l'hypothèse du collage de la matière sur le bord des arêtes des copeaux.

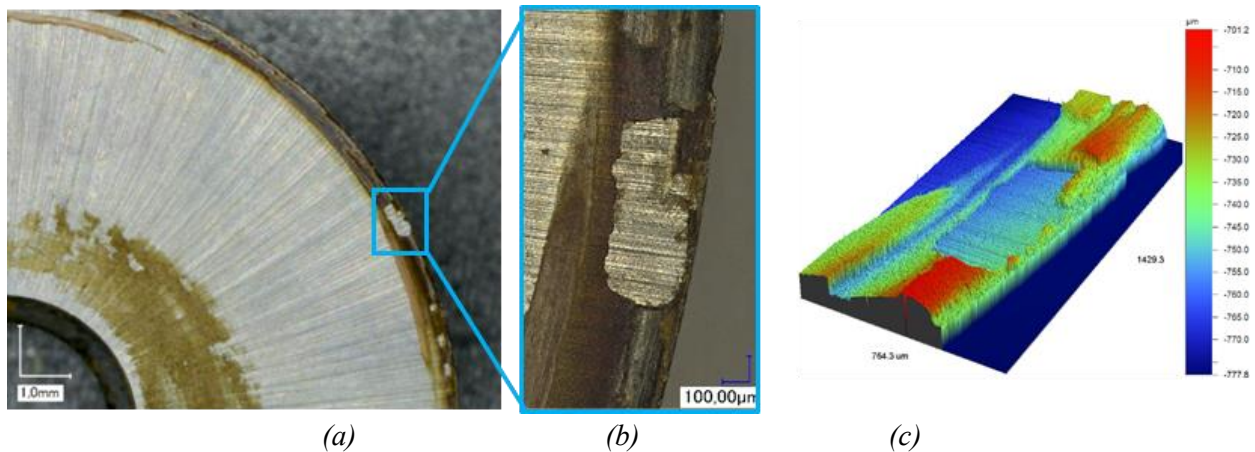


Figure III. 24. Analyse topographique de la bande de collage sur la face de dépouille du couteau : (a) Image optique ; (b) Zoom sur la bande de collage ; (c) Topographie 3D.

Des analyses supplémentaires sont effectuées à l'aide d'un microscope électronique à balayage (MEB) sous pression. Sur les images de la Figure III. 25, on peut voir une accumulation de la matière près de l'arête de coupe. L'empilement des couches de résine les unes sur les autres participe à l'augmentation du dépôt de collage.

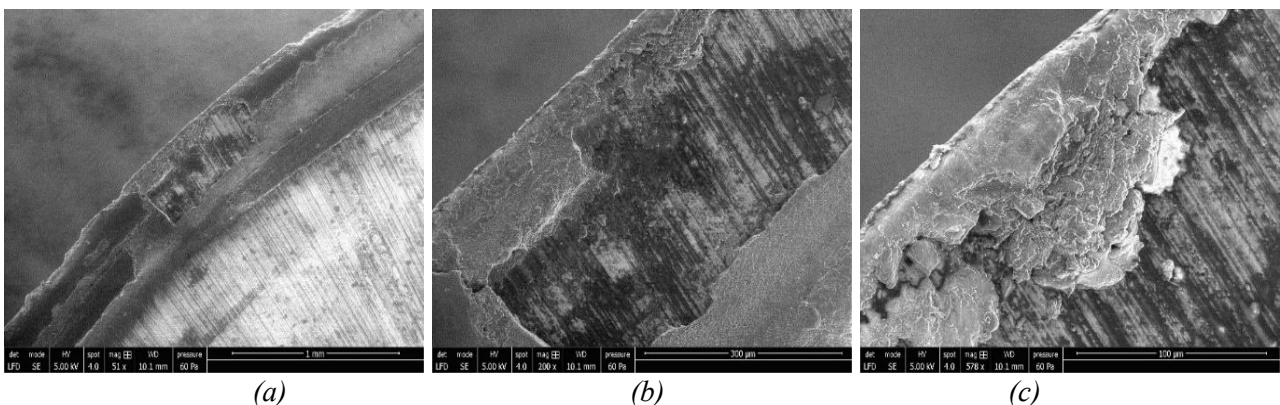


Figure III. 25. Observations MEB de la bande collante sur la surface de dépouille de la lame circulaire : (a) zoom x51 ; (b) zoom x200 ; (c) x578.

La Figure III. 26 montre l'état du couteau circulaire après usinage à une vitesse de rotation de 2000 tr/min. Une faible bande collante de résine phénolique est observée au bord de l'outil. De plus,

des micro-écaillages sont visibles sur l'arête de coupe. Ce phénomène d'usure est synonyme de conditions d'usinage instables et des contacts irréguliers avec la matière. En effet, la petite zone de contact entre l'outil et les parois entraîne une concentration de contraintes au bord de l'outil, ce qui peut provoquer ces micro-écaillages et la fracture de l'outil, [221].

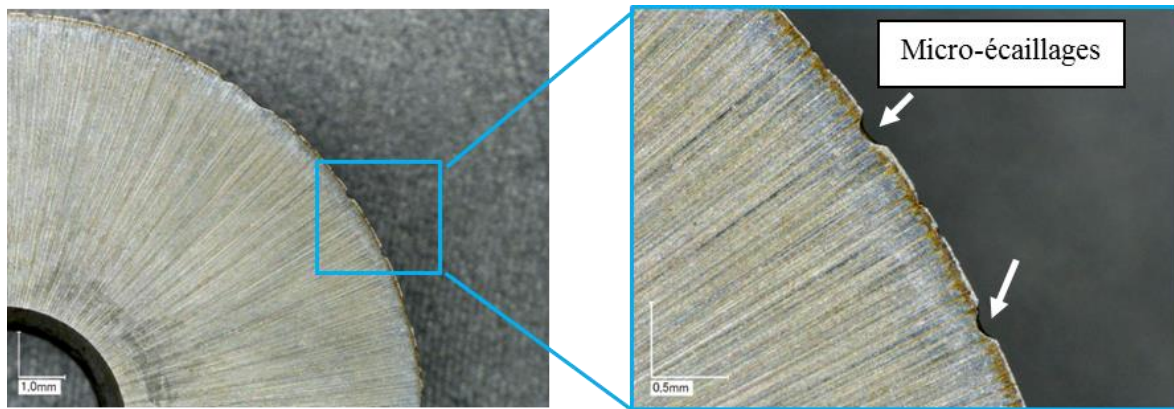


Figure III. 26. Image optique de la surface inférieure du couteau ($N= 2000$ tr/min et $V_f= 200$ mm/min).

Des essais de fraisage du nid d'abeilles Nomex® avec des outils combinés CZ10 ont été réalisés pour étudier l'influence des conditions de fraisage sur l'usure des outils. Nous avons tenu compte de la longueur d'usinage pour chaque outil. Toutefois, devant les différents types d'usure observés plus haut, il est important de définir une méthode pour la qualification de l'usure des outils. Il est donc nécessaire de signaler que la mesure de l'usure a été particulièrement délicate. En effet, en fonction des conditions de coupe, l'usure est accompagnée par des pertes progressives de matière sur le rayon d'arête et par l'arrachement irrégulier de matière sur la face de dépouille. Les essais ont été répétés plusieurs fois et les mêmes phénomènes ont été constatés. Notre approche ici consiste à fixer des critères géométriques comme indices de l'usure de l'outil. Pour l'usure par collage, observé pour des grandes vitesses de rotation, un suivi de son étendu sur le couteau en fonction de la longueur d'usinage est effectué, Figure III. 27.

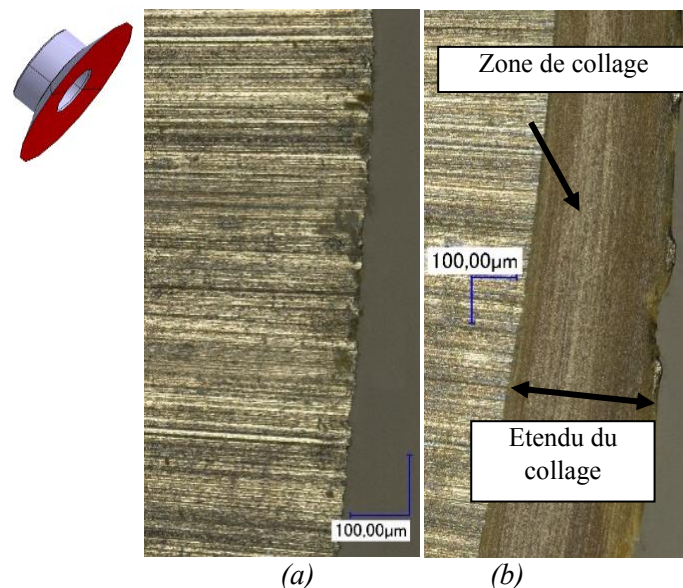


Figure III. 27. Identification de l'étendu du collage de la résine (a) outil neuf ; (b) outil utilisé.

La Figure III. 28 montre l'évolution de l'étendue du collage en fonction de la longueur d'usinage pour trois conditions de coupe. L'usure est plus marquante pour une vitesse d'avance de 3000 mm/min, l'étendue de la zone de collage est de 538 μm dès le démarrage de l'usinage. L'allure de la courbe d'usure évolue doucement au début et forme un premier plateau jusqu'à atteindre une longueur critique de 5,2 m. Une augmentation sévère de l'étendue de collage est enregistrée pour atteindre une valeur de 800 μm . Par la suite, un deuxième plateau est observé, il est lié à l'augmentation modérée de l'étendue de la zone de collage. La même tendance est notée pour les deux autres conditions de la courbe, Figure III. 28. Le niveau d'usure est plus faible pour des vitesses d'avances faibles (200 mm/min). Elle commence à quelques micromètres jusqu'à atteindre une valeur de 360 μm pour une longueur d'usinage de 13,6 m avec une augmentation brusque de l'usure observée à une longueur de 4 m. Cette augmentation brusque est constatée pour le cas d'une avance de 2000 mm/min à une longueur de 5,2 m.

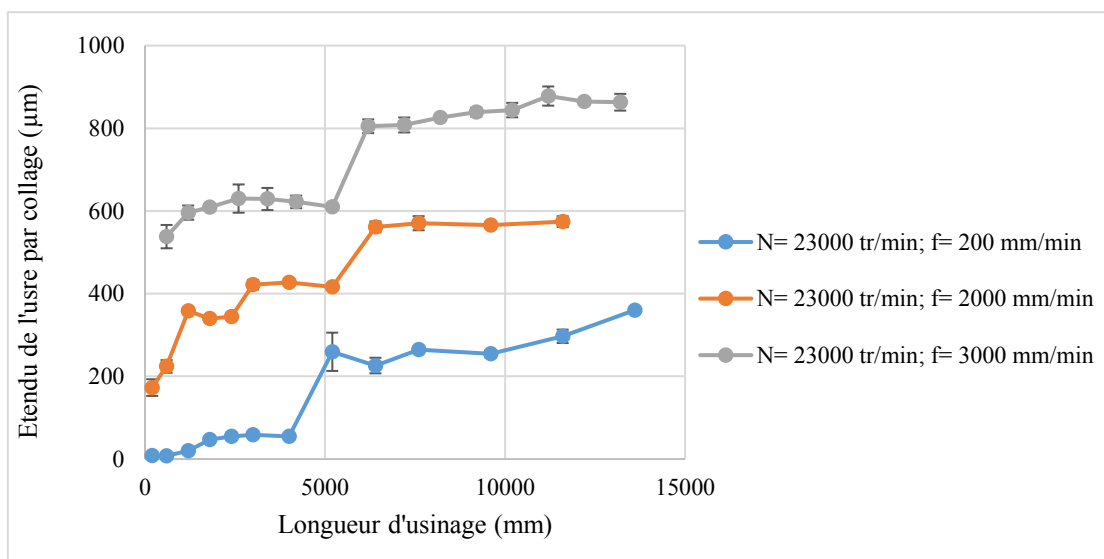


Figure III. 28. Evolution de l'usure en fonction de la longueur usinée.

Le Tableau III.14 rassemble des images optiques de la zone de collage prises pour les différentes conditions de coupe et pour quatre différentes longueurs d'usinage. Ces images ont été employées afin de mesurer l'étendue de la bande de collage. Les premières sont enregistrées au début du fraisage, les deuxièmes à la fin du premier plateau d'évolution de l'usure, les troisièmes au début du deuxième plateau et les dernières à la fin d'usinage. L'augmentation brusque de l'étendue de collage peut être observée entre la 2^{ème} et la 3^{ème} image. L'évolution de l'étendue de collage se fait par accumulation des couches de résine phénolique les unes sur les autres. L'accumulation de la résine sur la surface inférieure du couteau circulaire provoque un changement de géométrie de l'outil et une concentration de contraintes. Ceci affaiblit l'arête de coupe comme pour les arêtes rapportées. Ce processus se termine par la casse et l'écaillage de l'arête de coupe, Figure III. 29.

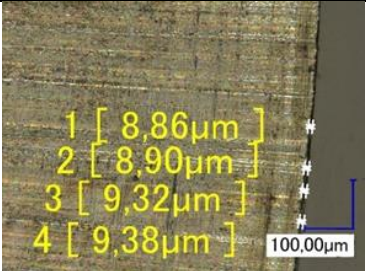
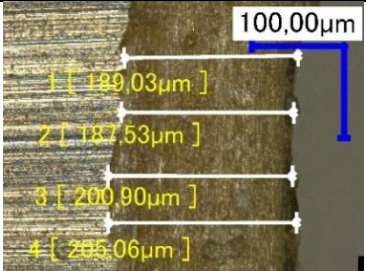
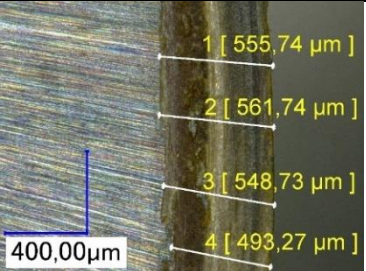
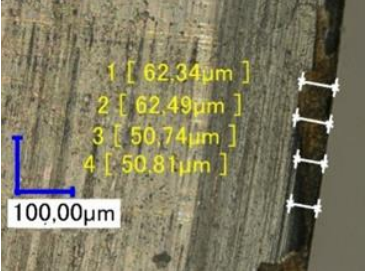
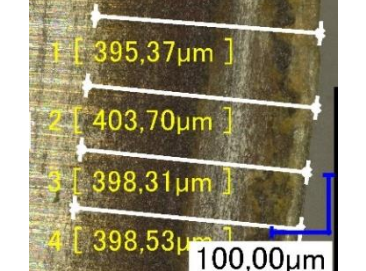
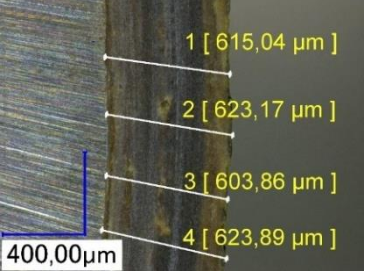
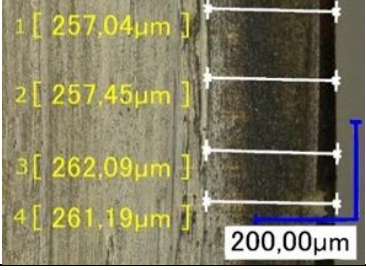
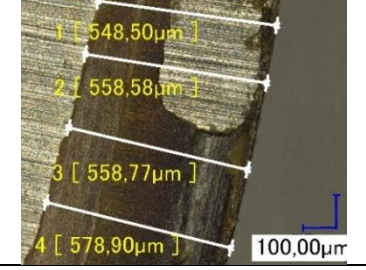
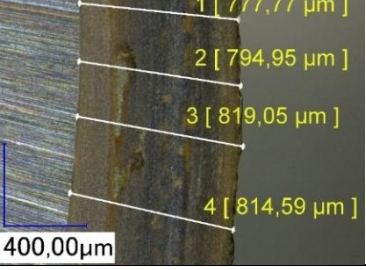
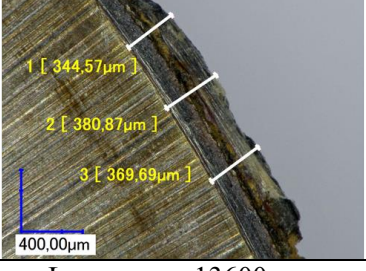
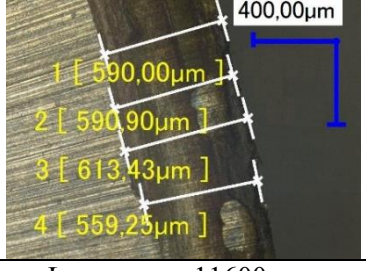
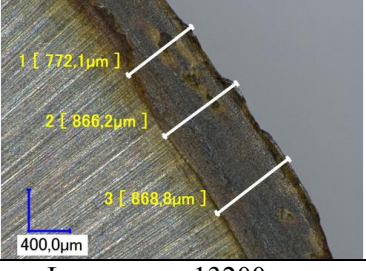
N= 23000 tr/min Vf= 200 mm/min	N= 23000 tr/min Vf= 2000 mm/min	N= 23000 tr/min Vf= 3000 mm/min
		
Longueur = 200 mm	Longueur = 200 mm	Longueur = 600 mm
		
Longueur = 4000 mm	Longueur = 5200 mm	Longueur = 5200 mm
		
Longueur = 5200 mm	Longueur = 6400 mm	Longueur = 6200 mm
		
Longueur = 13600 mm	Longueur = 11600 mm	Longueur = 13200 mm

Tableau III. 14. Evolution de l'étendue de la zone de collage en fonction des conditions de fraisage.

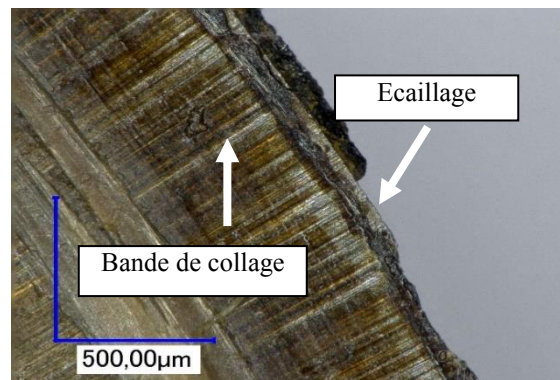


Figure III. 29. Appariation de l'écaillage suite au collage de la résine sur l'arête de l'outil.
N =23000 tr/min ; Vf= 200 mm/min ; longueur usinée 13,6 m.

IV. Mécanisme physique mis en jeu lors du fraisage du nid d'abeilles en aluminium

Pour les essais de fraisage des nids d'abeilles aluminium, c'est l'outil combiné « CDZ10 » qui a été considéré. Il est constitué d'un disque conique denté en carbure de tungstène avec un diamètre de 18,3 mm, un angle de coupe de 22° et un angle de dépouille de $2,5^\circ$. La partie supérieure de l'outil est un corps cylindrique en acier rapide de diamètre 16 mm constitué de dix hélices contenant des brises copeaux. Les paramètres restants inchangés lors de cette étude sont : la profondeur de coupe à 6mm, l'angle de coupe fixé à 0° et la densité du nid d'abeilles aluminium fixée à 49 Kg/m^3 . Un suivi de l'évolution des efforts de coupe, de la qualité des surfaces et de l'usure a été effectué en fonction des conditions de coupe.

IV.1. Processus de formation des copeaux lors du fraisage de nid d'abeilles aluminium

La formation des copeaux lors de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium se fait de la même manière que pour le Nomex®, la coupe se fait également en plusieurs étapes, Figure III. 30. Le couteau découpe les parois qui glissent sur la face supérieure de celui-ci jusqu'à atteindre la partie supérieure de l'outil qui a le rôle de déchiqeter et refouler les copeaux.

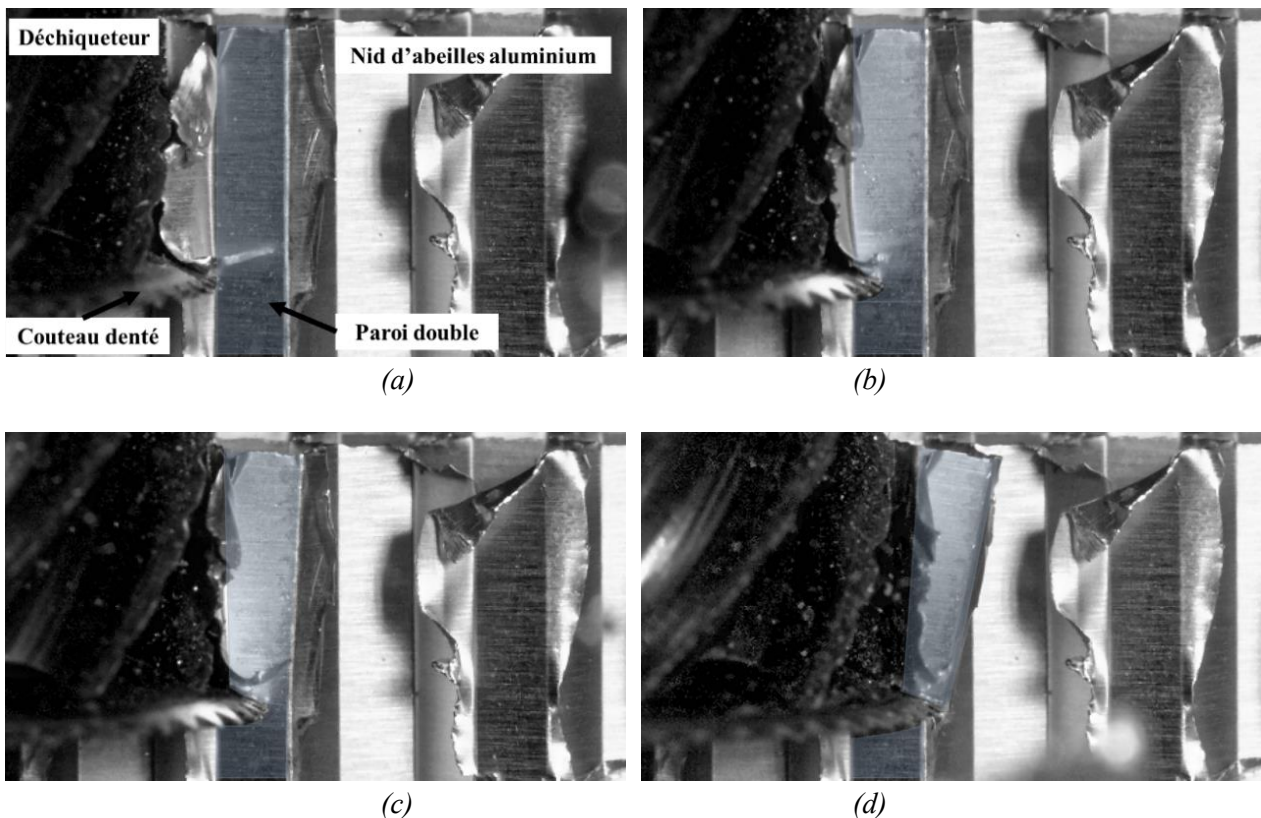
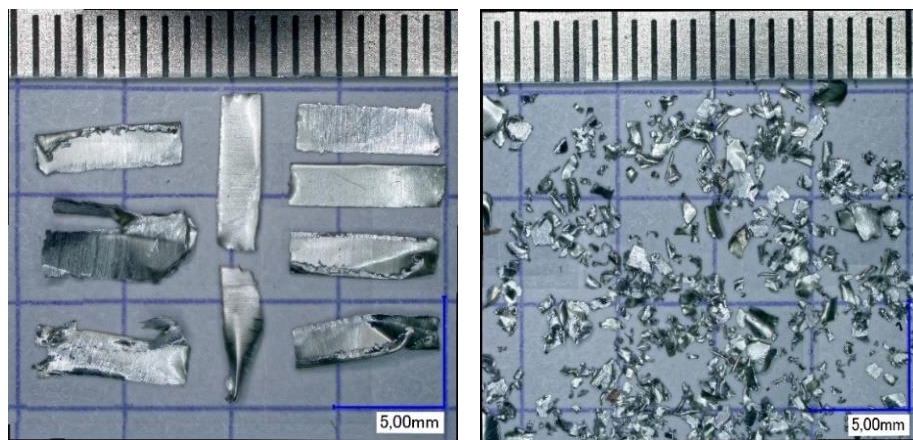


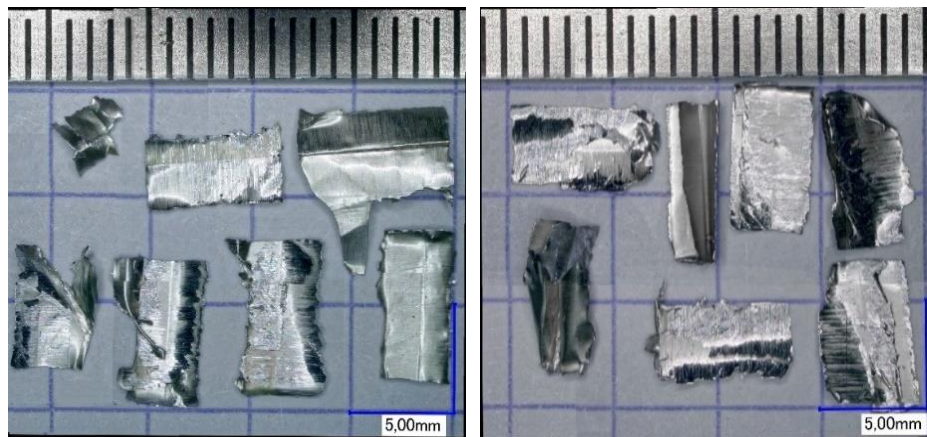
Figure III. 30. Mécanismes de formation de copeaux lors de l'usinage du nid d'abeilles aluminium, conditions de coupe : $V_f=1000 \text{ mm/min}$ et $N=2000 \text{ tr/min}$

Contrairement au couteau (circulaire et lisse) utilisé pour le fraisage du Nomex®, le couteau de l'outil de fraisage du nid d'abeilles aluminium est circulaire et denté. La découpe des parois se fait par des micros impacts conditionnés par l'épaisseur mince des parois (0.05 mm) et la vitesse d'avance par dent ($<0.025 \text{ mm/dent}$). Toutefois, Qiu *et al.* [88] ont qualifié l'usinage des parois en aluminium comme étant du micro-usinage. Ils ont négligé le frottement sur les faces de coupe et de dépouille du

couteau denté à cause de l'épaisseur fine des parois. La morphologie des copeaux générés dépend fortement des conditions de coupe. Leur taille et forme changent selon la vitesse de rotation de l'outil et la vitesse d'avance. Comme dans le cas de la coupe du Nomex®, le copeau le plus petit est observé pour des faibles vitesses d'avance (200 mm/min) et des grandes vitesses de rotation (23000 tr/min). La taille des copeaux est de l'ordre de 1 mm, Figure III. 31-b. La diminution de la vitesse de rotation fait que la taille des copeaux augmente. On observe des copeaux composés de parois de nid d'abeilles de 6 mm de longueur (profondeur d'usinage) et 1.4 mm de largeur (largeur des parois du nid d'abeilles), Figure III. 31-a. En outre, dans le cas des vitesses d'avance élevées (3000 mm/min), que ça soit avec des faibles ou de grandes vitesses de rotation, les copeaux ne sont pas déchiquetés. La taille du copeau augmente et on observe généralement une forme composée de plusieurs parois, Figure III. 31-c. Dans le cas extrême, des jonctions (ensemble de trois parois différentes) sont observées parmi les copeaux pour des grandes vitesses de rotation (23000 tr/min), Figure III. 31-d.



(a) $V_f=200$ mm/min et $N=2000$ tr/min (b) $V_f=200$ mm/min et $N=23000$ tr/min



(c) $V_f=3000$ mm/min et $N=2000$ tr/min (d) $V_f=3000$ mm/min et $N=23000$ tr/min

Figure III. 31. Evolution de la morphologie des copeaux lors de l'usinage de nid d'abeilles aluminium.

IV.2. Endommagement induit en subsurface des pièces usinées.

Le défaut majeur rencontré lors de l'usinage de nid d'abeilles en aluminium est la formation des bavures, [144]. Elles ont tendance à fermer les cellules et élargir l'épaisseur des parois, Figure III. 32. Ces bavures ont des tailles de l'ordre d'une dizaine de micromètres et sont principalement formées dans des doubles parois à cause de leurs épaisseurs. Selon les conditions

d'usinage, d'autres formes de bavures de tailles plus importantes peuvent apparaître. Il s'agit de parois refoulées et qui ont tendance à fermer une plus grande surface des cellules, Figure III. 33. Ce type de bavure affecte essentiellement les parois simples caractérisées par leurs épaisseurs faibles facilitant le pliage de ces dernières. Les deux types de bavures sont pris en compte par la suite dans la méthode de quantification du taux de bavure à la surface des pièces usinées.

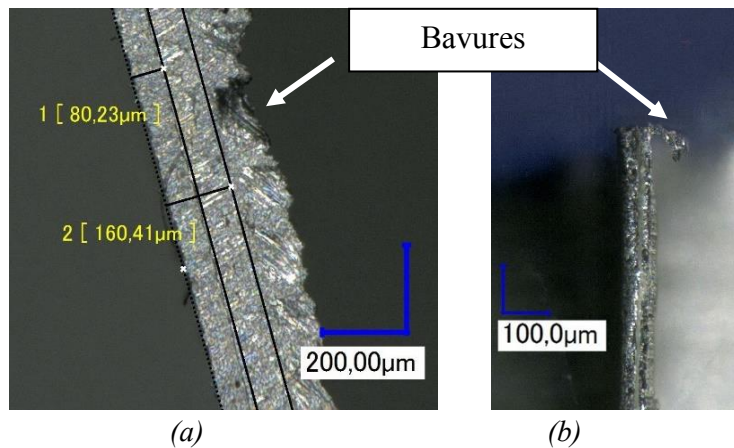


Figure III. 32. Bavures au niveau des parois doubles : (a) vue de face ; (b) vue de coupe.

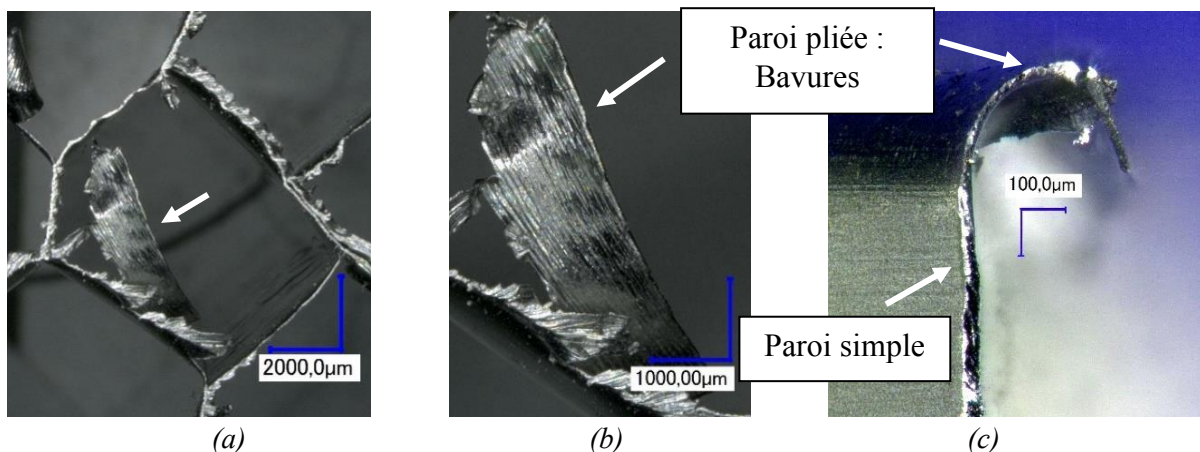
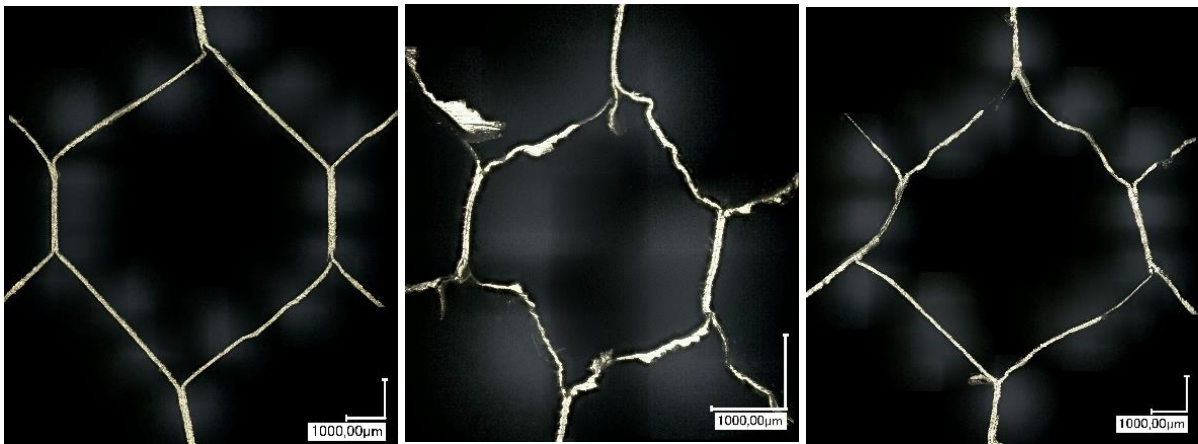


Figure III. 33. Bavures au niveau des parois simples : (a) vue de dessus de la cellule ; (b) vue de dessus de la bavure ; (c) vue de coupe de la bavure.

Associées à l'apparition des bavures, les parois du nid d'abeilles subissent de la déformation plastique qui change la géométrie globale des cellules. Cette déformation est aussi observée localement sur les parois des cellules. Ces déformations sont plus marquantes au niveau des parois simples qui se déforment selon le sens de rotation de l'outil. La Figure III. 34 montre une comparaison entre trois cellules usinées avec des conditions de coupe différentes. La Figure III. 34-a montre une surface bien coupée d'une cellule sans défaut d'usinage. En comparaison avec la cellule de la Figure III. 34-b, on constate une déformation plastique des parois simples. La Figure II. 34-c ne montre pas de déformation plastique intense des parois ; cependant, la globalité de la cellule subit une déformation engendrant une modification de sa géométrie.



(a) $N=15000$ tr/min; $V_f=200$ mm/min (b) $N=23000$ tr/min; $V_f=3000$ mm/min (c) $N=2000$ tr/min; $V_f=1000$ mm/min

Figure III. 34. Déformation plastique des cellules du nid d'abeille en aluminium, (Densité= 67kg/m^3).

Le troisième défaut d'usinage observé est le déchirement des parois. Ce défaut est présent au niveau des parois simples à cause de leur faible épaisseur. Ce défaut ressemble au défaut de bavure sauf qu'il se distingue par la perte de continuité de la paroi, Figure III. 35. Le déchirement des parois engendre comme pour le Nomex® un défaut de forme important.

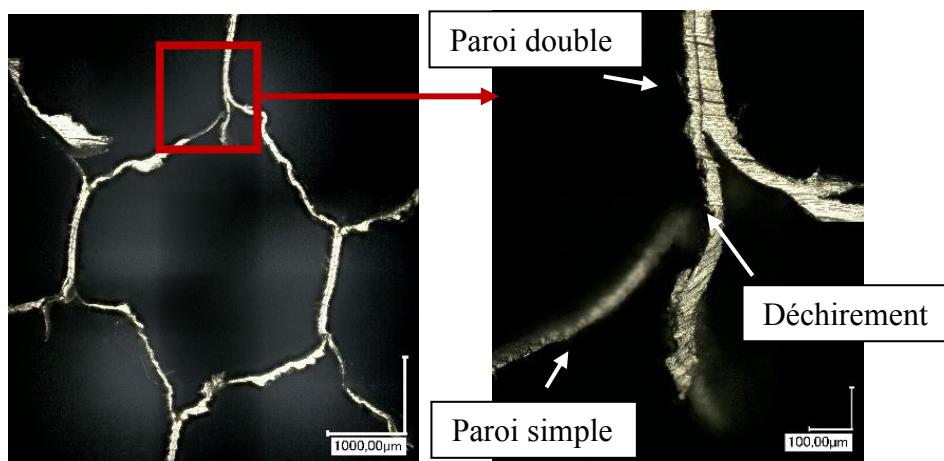


Figure III. 35. Défaut de déchirement des parois du nid d'abeille en aluminium.

Les trois défauts présentés précédemment peuvent être observés simultanément dans une cellule usinée. Ces défauts provoquent des conséquences néfastes sur l'utilisation du nid d'abeilles aluminium dans les structures sandwichs. Cela dégrade essentiellement les performances de l'assemblage peaux-âme nid d'abeilles pour les structures sandwichs.

IV.3. Evolution de l'état de surface usinée en fonction des conditions de fraisage

La Figure III. 36 montre l'évolution du taux de la bavure en fonction des conditions de coupe. Le meilleur état de surface est observé pour une vitesse d'avance de 200 mm/min et une vitesse de rotation de 2000 tr/min avec un taux de bavure qui ne dépasse pas les 4%. La Figure III. 37 montre une image optique de la cellule usinée sous cette condition. Sur cette image la bavure est identifiée en couleur rose et les parois de la cellule reconstruite en couleur blanche. Une faible quantité de bavure est observée sur la cellule usinée et elle est située proche de la zone de jonction sur une paroi

double. Pour la même vitesse d'avance (200 mm/min), la qualité de surface se détériore en augmentant la vitesse de rotation jusqu'à atteindre un taux de bavure de 34%. La Figure III.38 montre la répartition de la bavure sur la cellule usinée issue du traitement d'images. Plus de bavures sont observées au niveau des parois simples dues au pliage des parois. Les parois doubles présentent cependant un faible niveau de bavures.

Un comportement différent est constaté pour les autres vitesses d'avance. Contrairement à la vitesse 200 mm/min, une diminution du taux de bavure est observée avec l'augmentation de la vitesse de rotation pour la vitesse d'avance de 3000 mm/min. Une diminution de 70% est observée pour cette vitesse d'avance. Une diminution du taux de bavure est également observée avec un passage de 36% pour la vitesse de rotation de 2000 tr/min à 11% pour la vitesse de rotation de 23000 tr/min. Pour les vitesses d'avance de 1000 mm/min et 1500 mm/min, un point de changement d'allure est constaté à respectivement 10000 tr/min et 15000 tr/min. Pour la vitesse d'avance de 1500mm/min, le taux de bavure diminue de 22% à 18% entre 2000 tr/min et 15000 tr/min avant d'augmenter pour atteindre 27% à une vitesse de rotation de 23000 tr/min. Pour la vitesse d'avance de 1000 mm/min, le taux de bavure diminue de 20% à 13% entre 2000 tr/min et 10000 tr/min puis il augmente jusqu'à atteindre 18% à une vitesse de rotation de 23000 tr/min.

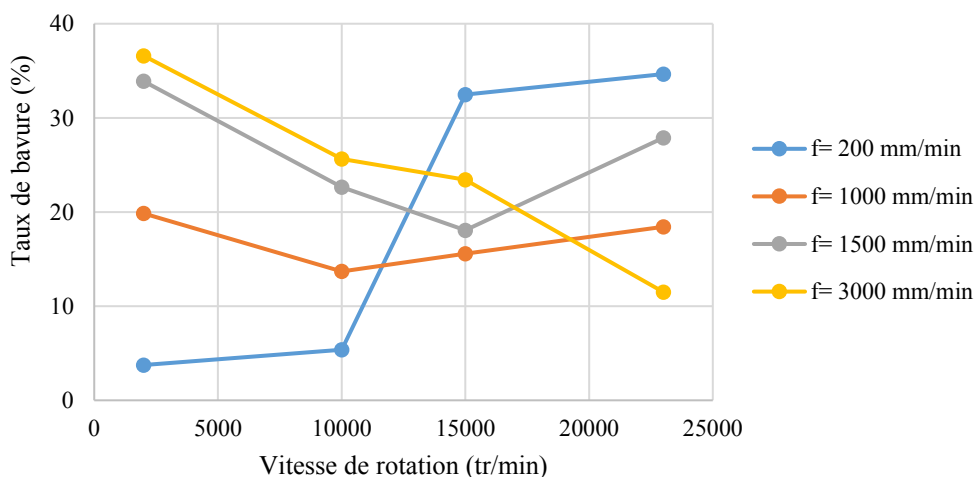


Figure III. 36. Evolution du taux de bavure en fonction des conditions de coupe.

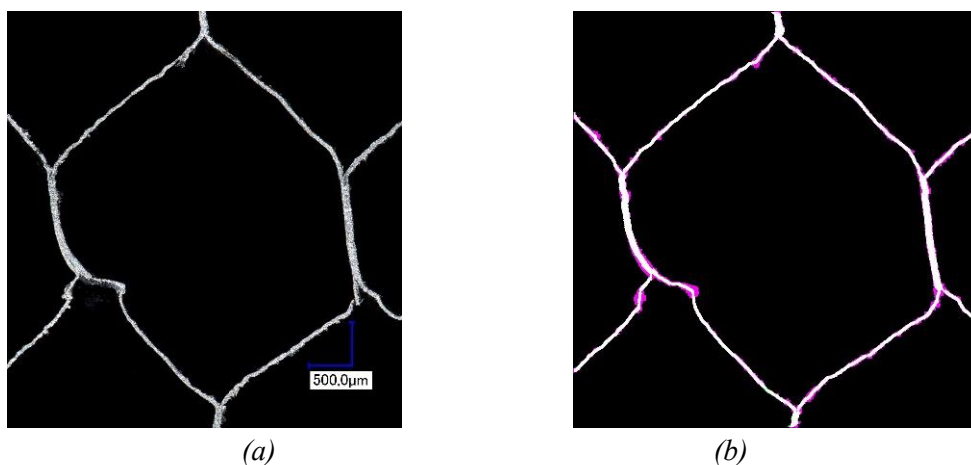


Figure III. 37. Images optiques et traitement pour la limitation de la bavure, condition de coupe $V_f = 200 \text{ mm/min}$ et $N = 2000 \text{ tr/min}$.

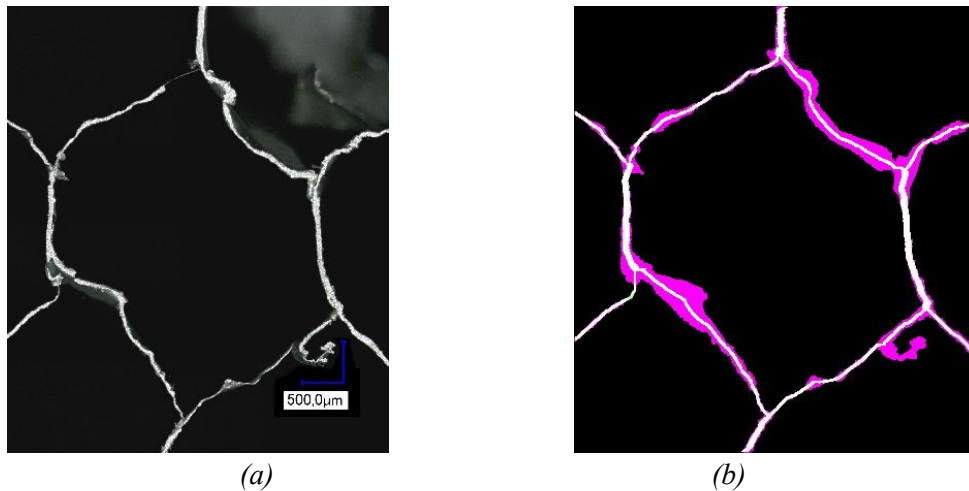


Figure III. 38. Images optiques et traitement pour la limitation de la bavure condition de coupe $V_f = 200 \text{ mm/min}$ et $N = 3000 \text{ tr/min}$.

Au cours de son étude sur l'usinage de l'aluminium, Tiabi [145] a relié la formation de la bavure à l'avance par dent f_z . Pour notre outil combiné qui contient un couteau denté, un calcul du paramètre f_z a été réalisé en fonction des conditions de coupe, Figure III. 39. Les points de changement de l'allure des courbes sont liés au meilleur état de surface (Figure III. 36) et sont observés pour une vitesse d'avance par dents de $1,82 \mu\text{m}$. Le taux de bavure est plus important si la vitesse d'avance par dent est supérieure à $1,82 \mu\text{m}$. Par exemple pour une vitesse d'avance de 1500 mm/min , le taux de bavure est de 22% pour une vitesse d'avance par dent de $13,6 \mu\text{m/dent}$, le taux de bavure diminue jusqu'à atteindre une valeur de 18% pour une vitesse d'avance par dent de $1,82 \mu\text{m/dent}$, puis augmente jusqu'à atteindre 27% pour une vitesse d'avance par dent de $1,19 \mu\text{m/dent}$.

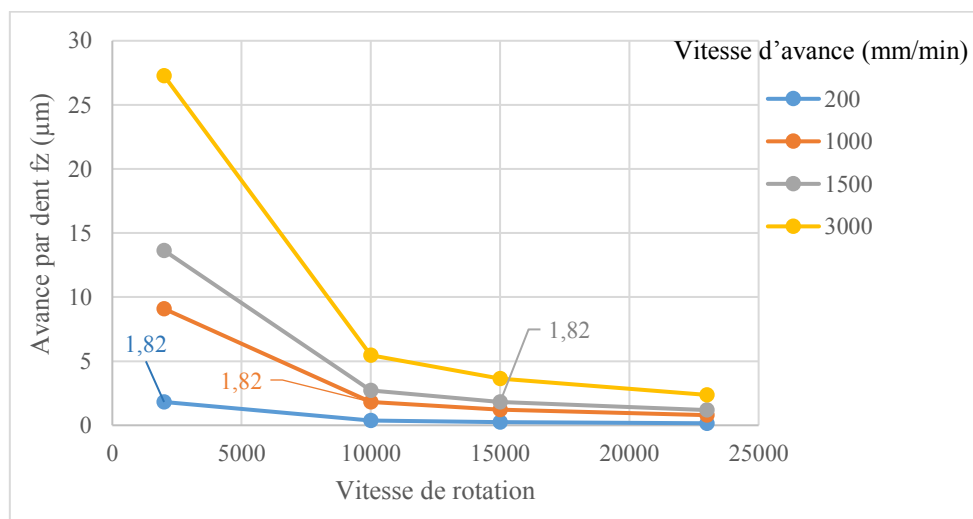


Figure III. 39. Evolution de la vitesse d'avance par dent en fonction des conditions de coupe.

IV.4. Evolution des efforts de coupe en fonction des conditions de fraisage

Les Figures III. 40 et 41 montrent l'évolution des différentes composantes des efforts de coupe ainsi que l'effort de coupe moyen F_m en fonction de la vitesse d'avance et la vitesse de rotation lors de l'usinage du nid d'abeilles aluminium avec l'outil à couteau denté CDZ10.

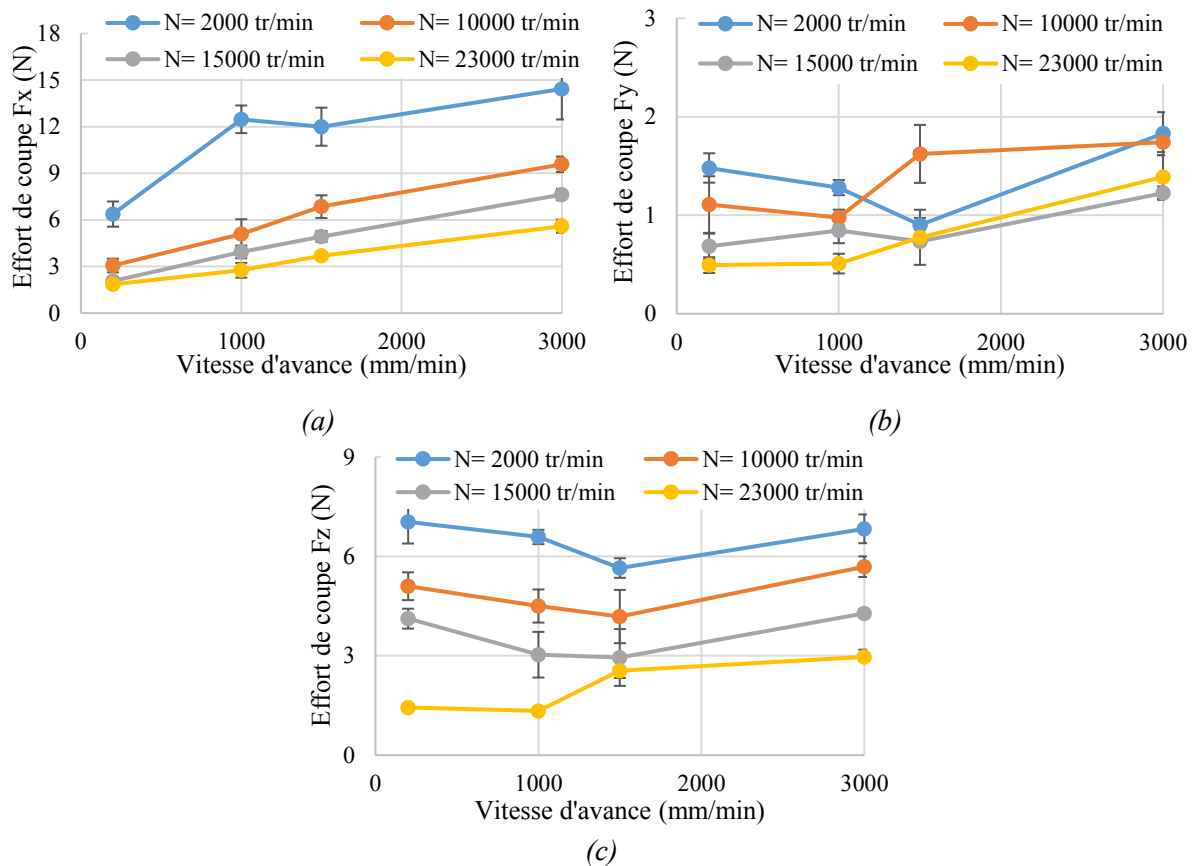


Figure III. 40. Evolution des efforts de coupe en fonction des conditions d'usinage (outil CDZ10) : (a) Fx ; (b) Fy ; (c) Fz.

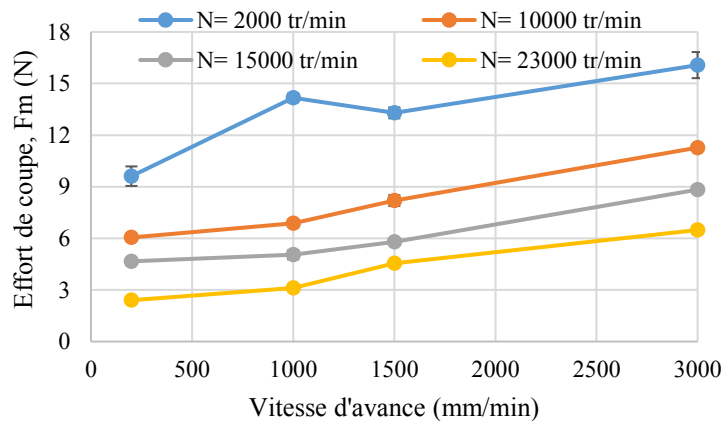


Figure III. 41. Evolution de l'effort de coupe moyen Fm en fonction des conditions d'usinage.

D'une manière générale, on obtient des faibles valeurs d'effort liées à la densité de la structure nid d'abeilles. On enregistre cependant une augmentation des efforts de coupe en fonction de la vitesse d'avance et une diminution avec la vitesse de rotation. De plus, et contrairement au comportement des résultats des efforts obtenus lors de l'usinage du Nomex®, l'effort d'écrasement Fz n'est pas l'effort dominant mais plutôt l'effort d'avance Fx. Ce changement est dû à la géométrie du couteau de l'outil CDZ10 qui présente des dents sur l'arête de coupe. Cela provoque la suppression du contact permanent entre le couteau et la surface des parois des cellules de la structure.

Le niveau le plus faible des efforts (2,5N) est enregistré dans le domaine des grandes vitesses de rotation et des faibles vitesses d'avance. Il est associé à une amélioration de l'évacuation des copeaux, qui se caractérisent par des tailles très petites pour ces conditions. Les efforts les plus élevés (16N) sont obtenus lors de l'usinage avec des faibles vitesses de rotation et des grandes vitesses d'avance. Ces conditions signifient également une instabilité de l'usinage et la formation de copeaux de très grandes tailles avec des traces de déchirement. La vitesse d'avance affecte l'évolution des efforts de coupe moyens qui augmentent progressivement à basses vitesses (<1000 mm/min), au-delà, un saut est remarqué sur l'évolution des efforts. L'augmentation des efforts avec la vitesse d'avance est provoquée par l'augmentation de la quantité de matière à enlever.

Concernant l'effet de la vitesse de rotation, une baisse des efforts de coupe moyens est constatée avec l'augmentation de la vitesse. Pour une vitesse d'avance de 3000 mm/min la baisse des efforts est d'environ 62 % en passant d'une vitesse de rotation de 2000 tr/min à 23000 tr/min. Dans la littérature, la diminution des efforts à grande vitesse de rotation est principalement associée à la diminution de la résistance mécanique des matériaux. Ceci est causé par l'adoucissement thermique du matériau dû aux hautes températures de coupe générées lors de l'usinage à ces conditions.

IV.5. Evolution de l'usure des outils en fonction des conditions de fraisage

Lors de l'usinage des matériaux en aluminium, les outils de coupe subissent généralement l'usure en dépouille, en cratère et par adhésion. Dans ce cas d'étude, des observations sur les outils de coupe après usinage ont été effectuées dans le but d'identifier les différents modes d'usure. De la poudre grise provenant des parois du nid d'abeilles est déposée sur l'outil, Figure III. 42-b. Celle-ci est similaire à la poussière jaune observée précédemment sur les outils lors de l'usinage du Nomex®. Ce dépôt est plus prononcé lors de l'usinage avec de grandes vitesses de rotation. A faibles vitesses, on constate que les parois en aluminium entourent les hélices de la partie supérieure de l'outil, Figure III. 42-a. Ce phénomène est dû au comportement mécanique ductile de l'aluminium et à la fine épaisseur des parois.

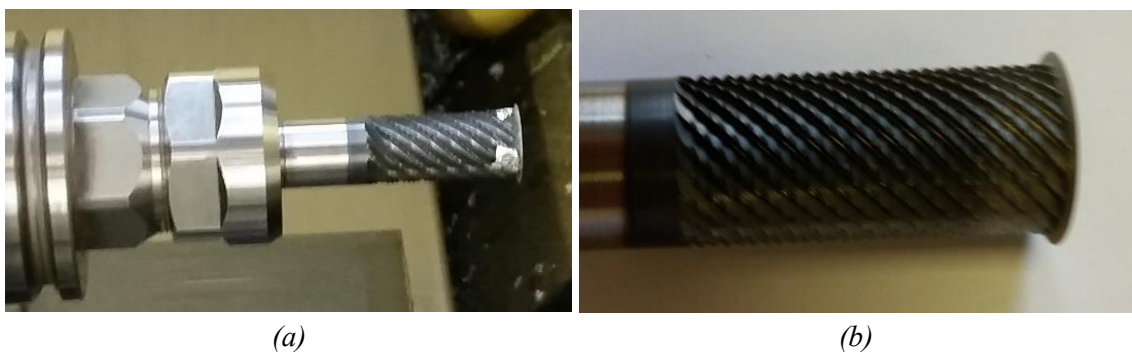


Figure III. 42. (a) Collage des parois du nid d'abeilles aluminium sur la partie supérieure de l'outil ; (b) dépôt de la poussière d'aluminium sur la partie supérieure de l'outil et sur le couteau.

Deux types d'usure sont observés sur les outils à l'issue du fraisage. Le premier se manifeste par l'écaillage et l'émoussage des dents du couteau pour des faibles vitesses de rotation (2000 tr/min), Figure III. 43-b. Le deuxième se manifeste pour les grandes vitesses de rotation (23000 tr/min) avec la formation des arêtes rapportées par collage sur la surface de coupe des dents, Figure III. 43-a.

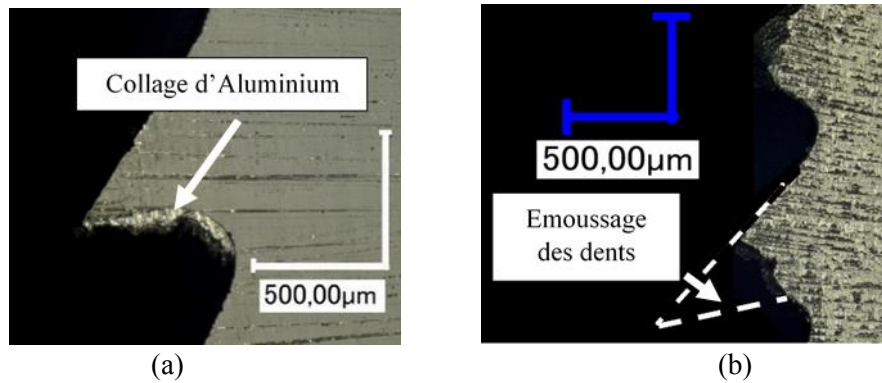


Figure III. 43. Types d'usure subis par la lame dentée lors de l'usinage du nid d'abeille en aluminium : (a) collage de l'aluminium sur la surface de coupe ; (b) Emoussage des dents de la lame.

L'émoussage des dents du couteau se produit d'une manière régulière en fonction de la longueur usinée. Ce phénomène est bien observé pour des grandes vitesses d'avance (3000 mm/min) et les faibles vitesses de rotation (2000 tr/min) jusqu'à la disparition totale des dents, Figure III. 44. L'émoussage des dents n'est pas homogène le long de l'arête du couteau. Plusieurs dents présentent des niveaux de dégradation différents, Figure III. 44-e.

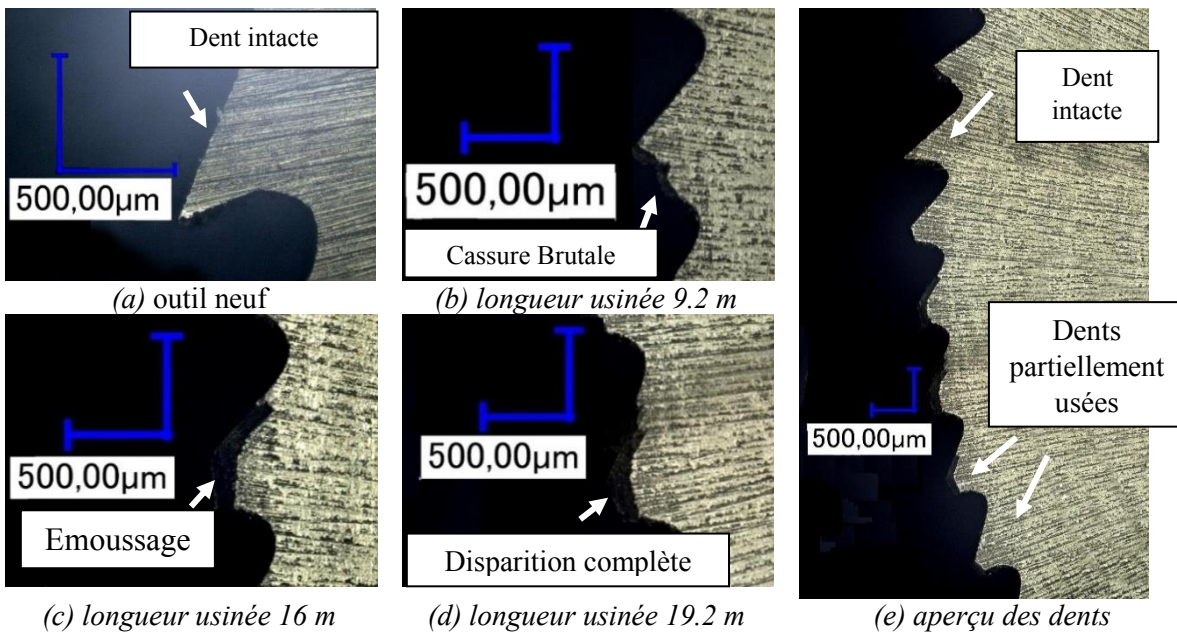


Figure III. 44. Evolution de l'usure par émoussage des dents du couteau, condition d'usinage : $N= 2000 \text{ tr/min}$ et $V_f= 3000 \text{ mm/min}$.

L'augmentation de la vitesse de rotation a un impact sur l'usure des outils. Malgré la longueur d'usinage importante similaire à celle parcourue par l'outil pour le cas précédent, peu d'usure est observée sur les dents, Figure III. 45. Toutefois, on constate la présence d'un dépôt de matières sur la face de coupe des dents, Figure III. 45-a. Il s'agit de copeaux d'aluminium collés sur la surface de coupe formant une arête rapportée. Cette matière a tendance à s'accumuler et puis disparaître au fur et à mesure de l'usinage sans laisser de trace sur les dents du couteau, Figure III. 45-e. Ceci élimine l'hypothèse de diffusion de l'aluminium dans l'outil et favorise un collage et une accumulation due à la déformation plastique des copeaux. Les dents ont tendance à mieux supporter l'usure sous cette condition.

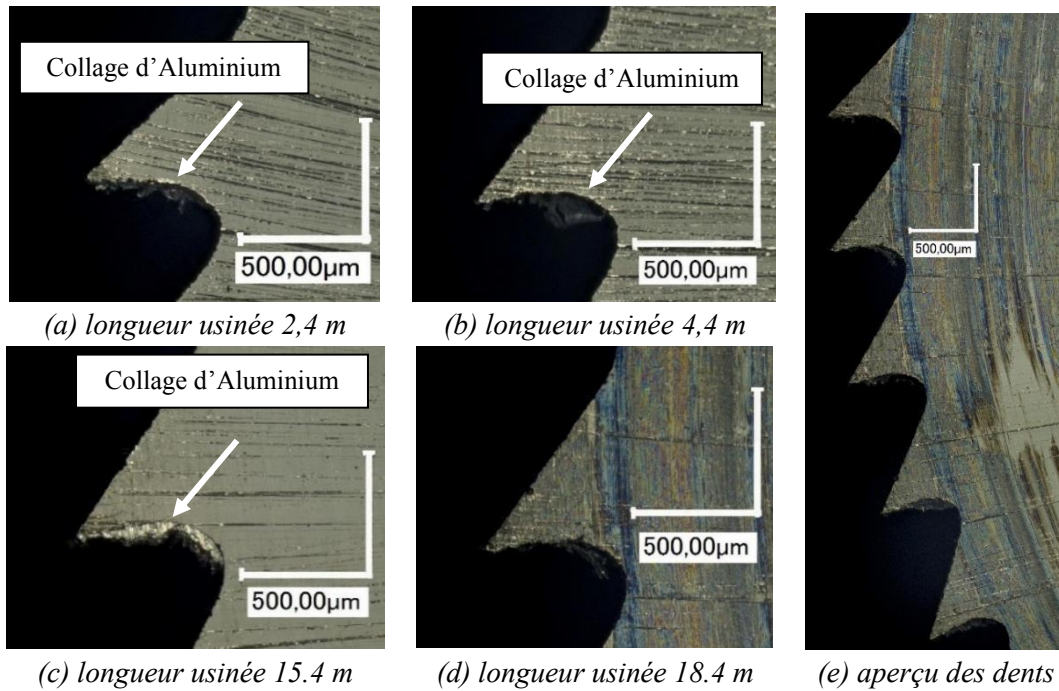


Figure III. 45. Accumulation et formation d'une arête rapportée : $N= 23000$ tr/min et $V_f= 3000$ mm/min.

V. Conclusion

Les études expérimentales menées dans ce travail ont permis de hiérarchiser l'effet des paramètres sur le fraisage de chaque type de matériau nid d'abeilles. Le processus de formation des copeaux, les efforts de coupe et la qualité de surface ont été évalués. La prédominance de l'effet de la géométrie des outils a été montrée pour chaque matériau. Le choix des outils combinés composés d'un corps déchetueur et d'un couteau circulaire en carbure de tungstène (lisse pour le Nomex® et denté pour l'aluminium) permet d'optimiser le fraisage des matériaux en nid d'abeilles. Les conditions de fraisage se sont révélées également très importantes pour garantir une bonne qualité des surfaces usinées. Une combinaison optimale de ces paramètres permet de diminuer voire de supprimer les défauts d'usinage qui sont : (i) les fibres non coupées et l'arrachement des parois pour le Nomex®, (ii) la bavure, la déformation plastique des cellules et le déchirement des parois pour le nid d'abeilles en aluminium. Dans le cas du Nomex® la condition optimale est : outil combiné, grandes vitesses de rotation (23000 tr/min), faibles vitesses d'avance (200 mm/min). Pour l'aluminium, il est conseillé d'utiliser l'outil à couteau denté, faibles vitesses de rotation (2000 tr/min), faibles vitesses d'avance (200 mm/min).

Le comportement à l'usure des outils de fraisage, et plus particulièrement l'usure des couteaux circulaires responsables de la coupe et de la génération de la surface usinée, a été identifié selon la nature du matériau usiné et des conditions de fraisage. Dans le cas du Nomex®, l'usure se manifeste par un écaillage de l'arête tranchante pour des faibles vitesses de rotation (2000 tr/min), et par un collage de la résine phénolique sur la face de dépouille pour les grandes vitesses de rotation (23000 tr/min). Concernant le fraisage des matériaux en nid d'abeilles d'aluminium, l'usure commence par l'émoussage des dents du couteau et leur disparition au fur et à mesure que l'outil usine. L'apparition d'une arête rapportée sur la surface des outils est également observée sous certaines conditions : grandes vitesses de rotation (23000 tr/min) et grandes vitesses d'avance (3000 mm/min).

Chapitre IV : Simulation numérique de l'usinage des matériaux en nid d'abeilles.

Sommaire

Chapitre IV : Simulation numérique de l'usinage des matériaux en nid d'abeilles.....	122
I. Introduction	124
II. Modélisation par élément fini de l'usinage des structures en nid d'abeilles	124
II.1. Simulation de l'opération du fraisage	124
II.2. Cas de l'usinage du Nomex®.....	126
II.2.1. Mise en données de la simulation 3D.....	126
II.2.2. Loi de comportement et critères de rupture adoptés.....	130
II.2.2.1. Approche élastoplastique isotrope	130
II.2.2.2. Approche élastoplastique orthotrope	132
II.2.2.3. Critères de rupture de Tsai-Wu et Hashin.....	135
II.2.3. Résultats de la simulation de l'usinage du nid d'abeilles en Nomex®	139
II.2.3.1. Analyse des efforts de coupe	139
II.2.3.2. Endommagement des parois du Nomex® et formation du copeau	142
II.2.3.3. Comparaison et validation des modèles.....	146
II.3. Cas de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium.....	150
II.3.1. Mise en données de la simulation numérique.....	150
II.3.2. Loi de comportement.....	152
II.3.3. Résultats de la simulation de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium.....	153
II.3.3.1. Analyse des efforts de coupe	153
II.3.3.2. Endommagement des parois en aluminium et mécanismes de formation de copeaux.....	154
II.3.3.3. Comparaison et validation des de la simulation numérique	159
III. Conception d'une nouvelle géométrie d'outil	163
IV. Conclusion.....	168

I. Introduction

L'usinage des matériaux en nid d'abeilles présente plusieurs difficultés. Parmi lesquelles on trouve le déchirement des parois, et les fibres non coupées pour le cas d'usinage du Nomex®, la formation des bavures et la déformation plastique des cellules pour les nids d'abeilles en aluminium. Le chapitre précédent nous a permis de comprendre les différents paramètres pour améliorer la coupe de ces matériaux et identifier l'endommagement et défauts induits par l'outil de coupe. Cependant, l'interaction entre l'outil et les parois des structures en nids d'abeilles reste difficile à appréhender. Le recours à la modélisation et la simulation numérique de la coupe facilitent la compréhension de cette interaction. Les composites nids d'abeilles ont été modélisés sous différents types de chargement par plusieurs auteurs [99,190,222]. Les approches proposées permettent en générale la compréhension des modes d'endommagement sous différentes sollicitations (compression, cisaillement, etc...) et l'identification des paramètres influençant leur comportement mécanique.

Ce chapitre présente un nouvel outil numérique qui a été développé pour simuler l'opération d'usinage des structures nids d'abeilles en Nomex® et en aluminium. Le but est de reproduire le processus d'enlèvement de matière par une approche tridimensionnelle en permettant d'analyser à la fois l'effet de la structure alvéolaire et celui de l'interaction outil-parois sur le comportement global.

II. Modélisation par élément fini de l'usinage des structures en nid d'abeilles

II.1. Simulation de l'opération du fraisage

Comme cela a été expliqué dans les autres chapitres, les structures nids d'abeilles en Nomex® sont le résultat d'une association entre plusieurs feuilles de papier Nomex® afin d'obtenir une structure alvéolaire légère. Ces papiers sont composés d'une matrice et d'un renfort comme les matériaux composites. Le comportement global de la structure nid d'abeilles est donc hérité de ses constituants (fibres d'aramide et résine phénolique). Les discontinuités engendrées par l'assemblage sous forme alvéolaire de la structure affectent la réponse de la structure globale sous une sollicitation donnée et leurs influences sont considérables. Ainsi, l'hétérogénéité de la structure nid d'abeilles Nomex® se présente sous deux formes, une hétérogénéité imposée par la forme cellulaire de la structure et une hétérogénéité imposée par la composition des parois. Il existe dans la littérature plusieurs approches d'homogénéisation appliquées sur les structures nid d'abeilles, une des plus connues est l'homogénéisation globale qui consiste à présenter la structure avec un volume élémentaire représentatif (VER). Ce dernier peut contenir plusieurs cellules de la structure. Le comportement global de ces cellules est affecté à un milieu homogène équivalent (MHE), Figure IV. 1-c. La deuxième approche consiste à homogénéiser le papier Nomex® en gardant la forme cellulaire de la structure (Figure IV. 1-d), cette deuxième technique d'homogénéisation est plus réaliste, ainsi, les parois sont représentées par un milieu homogène équivalent (MHE) et le comportement effectif approché d'un VER est ensuite décrit. Dans cette étude, la deuxième homogénéisation est choisie pour représenter à l'échelle mésoscopique les parois du nid d'abeilles. Une paroi est représentée par une seule couche qui possède les mêmes propriétés que celles du papier Nomex®. La même

approche est aussi utilisée pour modéliser le nid d'abeilles en aluminium afin de s'approcher le plus de la géométrie réelle de la structure nid d'abeilles. Ainsi, les parois sont représentées par une seule couche en leur attribuant les propriétés mécaniques de l'aluminium.

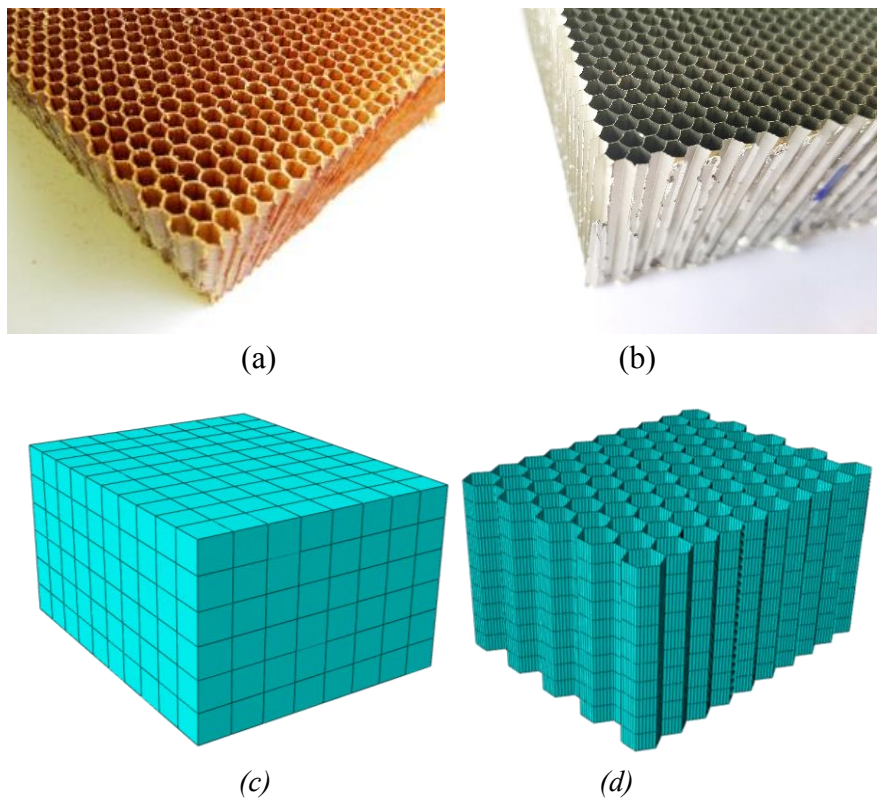


Figure IV. 1. (a) Structure réelle en Nomex® ; (b) Structure nid d'abeilles réelle en aluminium ; (c) Homogénéisation globale de la structure ; (d) Homogénéisation locale des parois du nid d'abeilles.

Les essais expérimentaux d'usinage effectués sur les structures nid d'abeilles sont des essais de rainurage dont le montage a été détaillé dans le chapitre II, la Figure IV. 2-a donne une vue schématique de la fixation de l'échantillon. Pour la modélisation numérique, les conditions aux limites appliquées à l'ensemble outil/nid d'abeilles sont adoptées selon le montage expérimental réalisé. Premièrement, l'échantillon est fixé de part et d'autre par des brides de serrage et des baguettes de fixation, (Figure IV. 2-a). Dans notre modélisation, on ne considère que la matière entre ces deux baguettes. Ainsi, des contraintes de symétrie autour du plan Y sont appliquées sur les parois du nid d'abeilles ($U_y=U_{R_x}=U_{R_z}=0$), ceci représente le maintien des baguettes qui élimine tout déplacement de notre pièce dans la direction Y (Figure IV. 2-c). Deuxièmement, la pièce à usiner est fixée sur la table d'usinage par sa facette inférieure qui reste en contact et sans mouvement possible tout au long de l'opération d'usinage. Pour éviter le glissement de la pièce lors du fraisage, un encastrement est appliqué ($U_x=U_y=U_z=U_{R_x}=U_{R_y}=U_{R_z}=0$) comme le montre la Figure IV. 2-d. Troisièmement, des contraintes de symétrie autour du plan X sont appliquées ($U_x=U_{R_y}=U_{R_z}=0$) sur la surface de normale \vec{x} , Figure IV. 2-e.

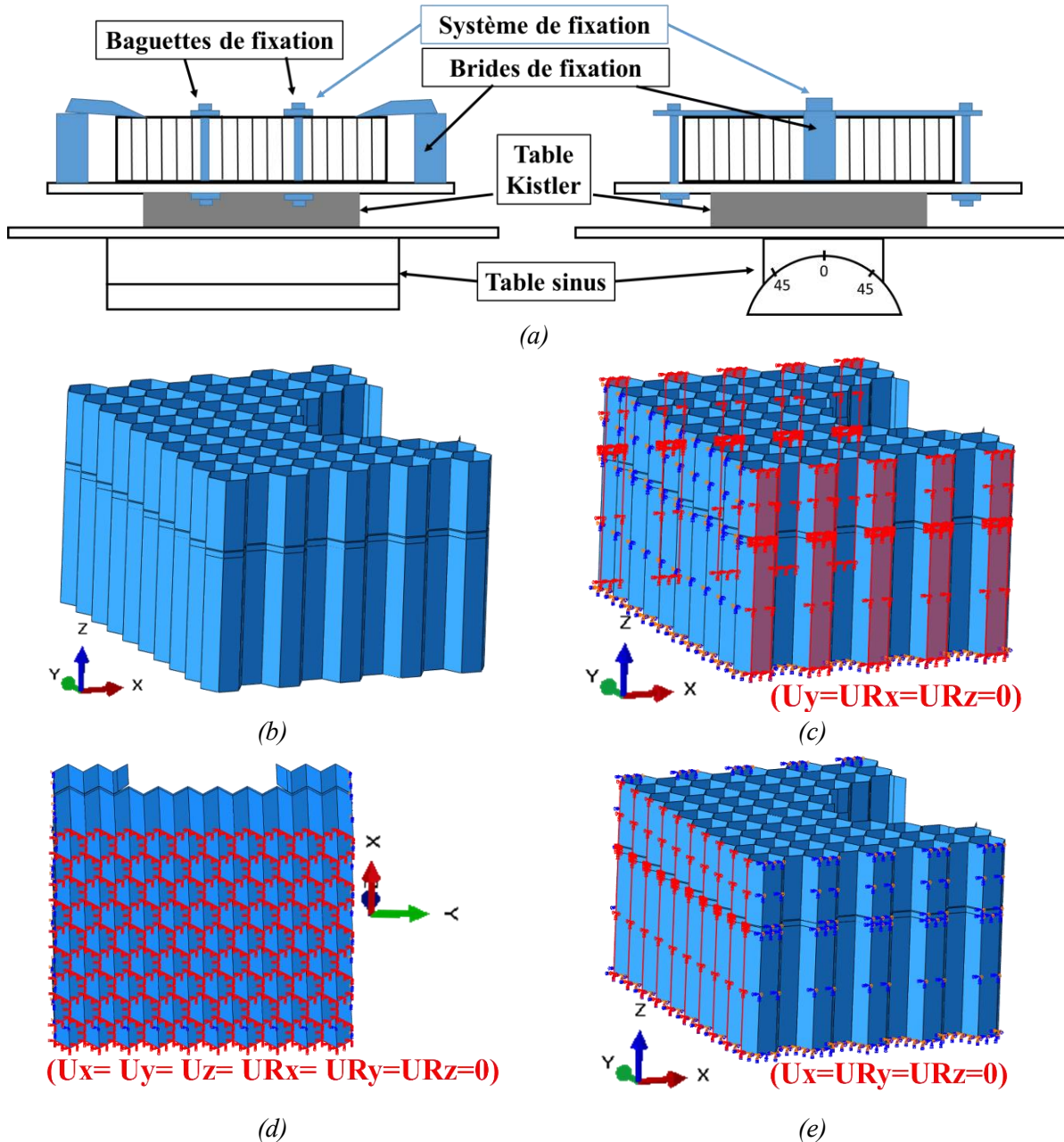


Figure IV. 2. Conditions aux limites appliquées au nid d'abeilles : (a) illustration du montage pour l'opération de rainurage d'un échantillon de nid d'abeilles ; (b) Modélisation de la structure nid d'abeilles ; (c) Contraintes de symétrie autour du plan Y ; (d) Encastrement de la surface inférieure ; (e) Contraintes de symétrie autour du plan X.

II.2. Cas de l'usinage du Nomex®

II.2.1. Mise en données de la simulation 3D

L'outil choisi pour cette simulation est l'outil combiné compte tenu de son comportement caractérisé lors de la phase expérimentale. Ces outils sont constitués de deux parties, une partie supérieure et une partie inférieure. La partie supérieure appelée 'déchiqueteur', possède un diamètre de 16 mm et contient dix hélices avec la présence des brises copeaux. La partie inférieure se résume à une lame circulaire ayant un diamètre de 18.3 mm

(Réf Evatec Tools : NACNA 011 + NAFNA 011). La lame circulaire est lisse dans le cas de l'usinage du Nomex®, dans d'autres cas elle peut posséder des dents.

L'outil est modélisé comme un matériau rigide, ce qui signifie la non-attribution de propriétés mécaniques et thermiques à celui-ci, ainsi, juste la surface extérieure est conservée comme le montre la Figure IV. 3. L'outil de coupe est représenté par un point de référence situé sur son axe de révolution. Les conditions de coupe sont appliquées sur l'outil par son point de référence avec une vitesse d'avance dans la direction X et une vitesse de rotation autour de l'axe Z (Figure IV. 4). Pour ce type de comportement (rigide), le maillage de l'outil doit être prévu afin de pouvoir effectuer dans une étape ultérieure le contact outil-matériau.

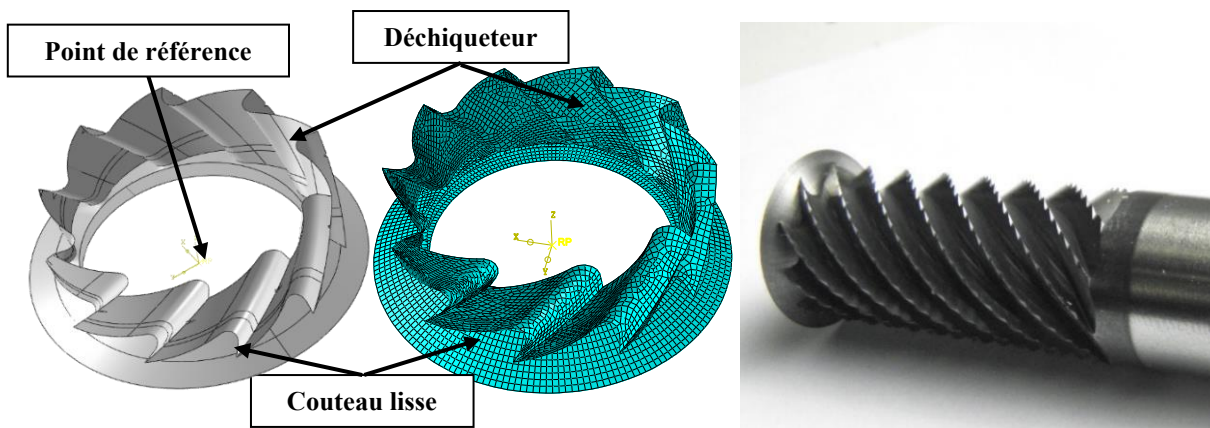


Figure IV. 3. Outil combiné à couteau lisse de référence CZ10.

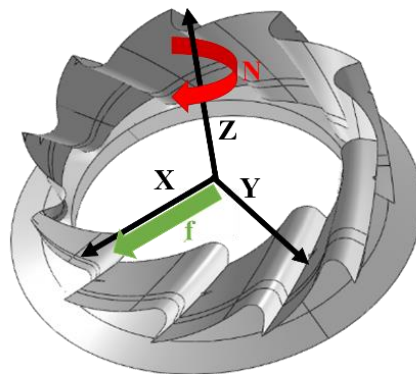


Figure IV. 4. Conditions de coupe attribuées à l'outil de coupe, N est la vitesse de rotation ; V_f est la vitesse d'avance.

Dans le but de simuler l'opération de fraisage, une modélisation 3D a été mise en place. Le choix d'une représentation 3D est justifié par la géométrie de la structure nid d'abeilles et celle de l'outil de coupe. La géométrie alvéolaire du nid d'abeilles et la décomposition de l'outil en deux parties (couteau circulaire et corps déchiqueteur) font qu'une simulation 2D n'est pas représentative de l'opération de fraisage des nids d'abeilles. La Figure IV. 5 représente le couple outil/pièce utilisé dans la simulation.

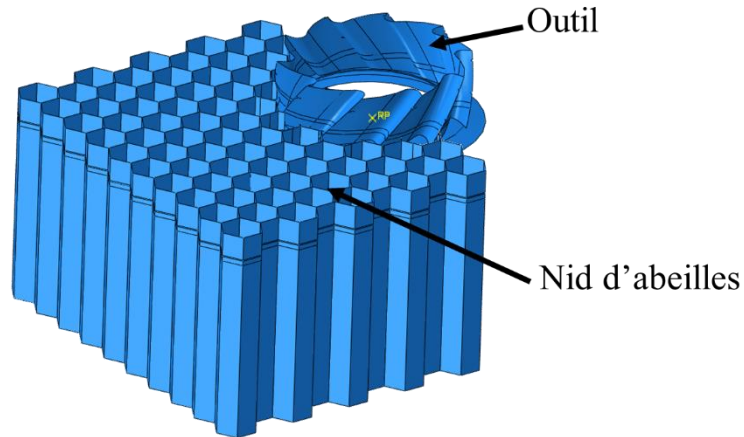


Figure IV. 5. Géométrie du couple outil-pièce.

Pour se rapprocher de l'étude expérimentale, les dimensions choisies de la structure de nid d'abeilles sont les suivantes : 32 x 25.62 x 18 mm, ce qui représente 19 rangées de cellules sur la largeur et 9 rangées de cellules sur la longueur, (voir Figure IV. 6).

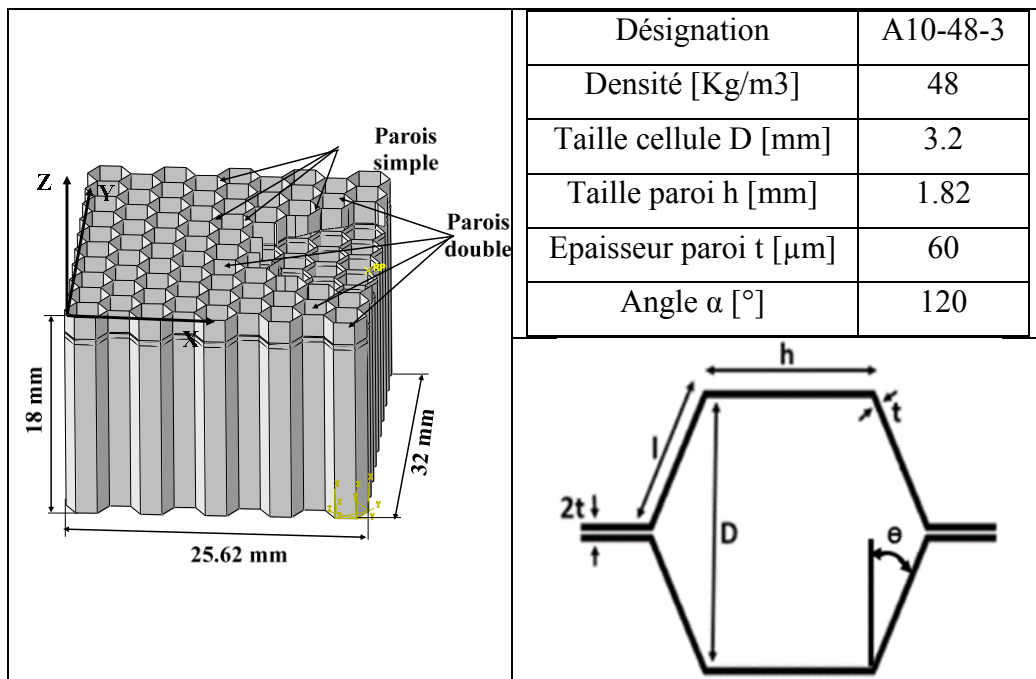


Figure IV. 6. Schéma de l'échantillon numérique en nid d'abeilles et les paramètres géométriques correspondants.

Le comportement du nid d'abeilles Nomex® A10-48-3 utilisé dans l'étude expérimentale est celui qui a été implémenté dans le modèle numérique. Ce choix revient à la disponibilité des propriétés mécaniques de ce type de Nomex® dans la littérature et plus précisément des propriétés mécaniques du papier Nomex® formant la structure du nid d'abeilles. Chaque cellule a une forme hexagonale régulière avec un angle de 120°, une épaisseur de paroi $t = 0.06$ mm et une taille de cellule $D = 3.2$ mm.

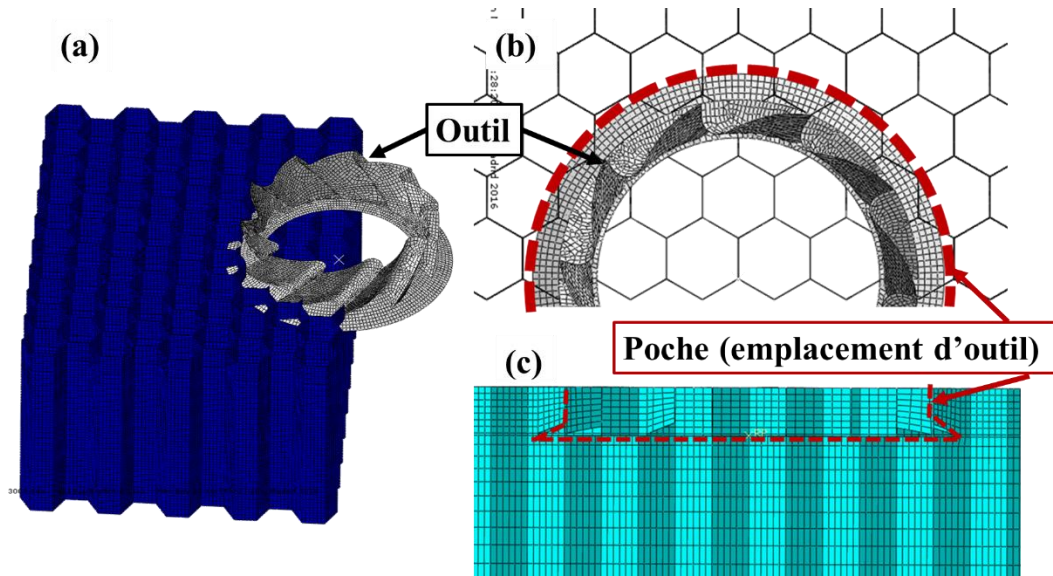


Figure IV. 7. Emplacement de l'outil dans la structure nid d'abeilles au début de la simulation : (a) Vue globale de l'ensemble outil-matière ; (b) vue de dessus de l'ensemble outil-matière ; (c) vue de face de la poche.

Au début de la simulation, une poche est créée dans le nid d'abeilles de telle sorte que la totalité de l'outil soit engagée dans la matière et ainsi éviter la phase d'entrée dans la matière qui est synonyme d'augmentation brutale des efforts de coupe, Figure IV. 7.

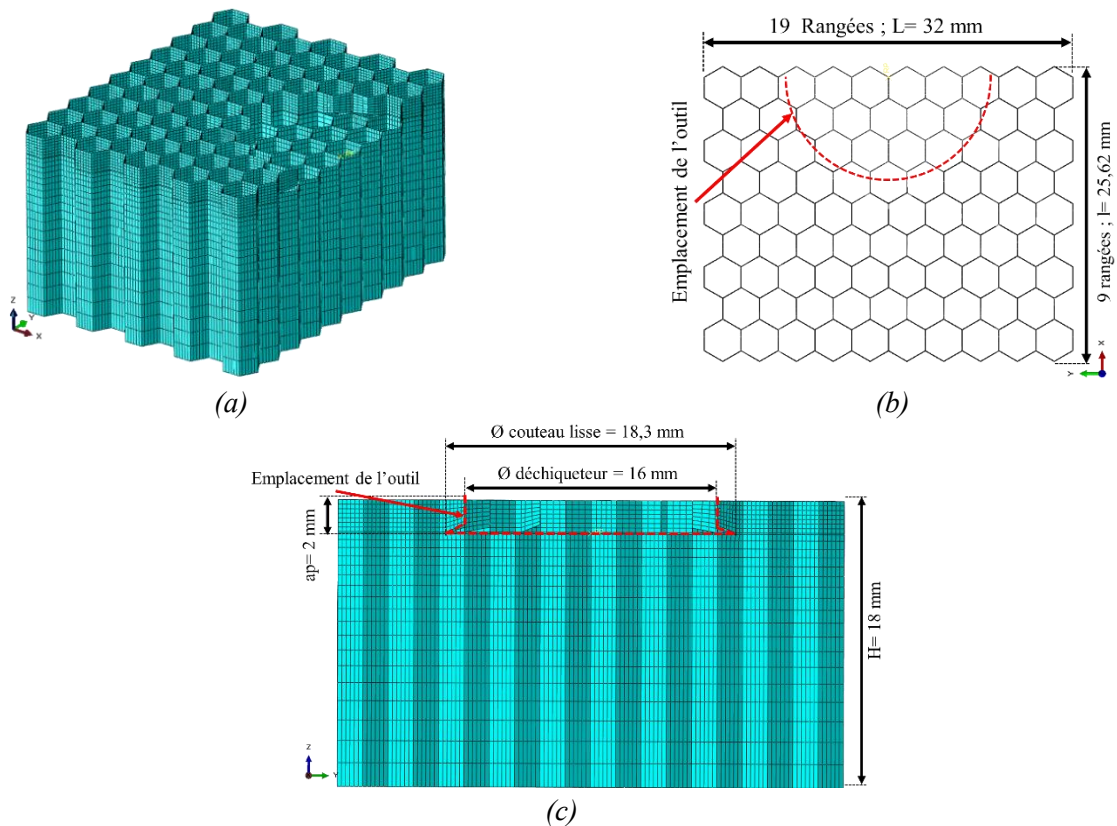


Figure IV. 8. (a) Maillage de la structure nid d'abeilles Nomex® ; (b) vue de dessus de la structure avec l'emplacement de l'outil ; (c) vue de face avec l'emplacement de l'outil.

La Figure IV. 8 montre l'emplacement prédéfini de l'outil de coupe, la poche a été réalisée avec un premier diamètre de 16 mm (diamètre de la partie supérieure de l'outil de coupe) et un deuxième diamètre de 18.3 mm (diamètre du couteau). Cette poche a une profondeur de 2 mm qui représente la profondeur de passe en fraisage ($a_p=2\text{mm}$), Figure IV. 8.

Toutes les cellules du nid d'abeilles Nomex® sont maillées à l'aide des éléments coques classiques à 4 nœuds possédants 6 ddl/nœud (3 déplacements et 3 rotations) avec une intégration réduite dans le plan milieu et incluent les effets de membrane, de flexion et de cisaillement transversal « S4R » (Figure IV. 8-a). Il est intéressant de savoir que les doubles parois de nid d'abeilles sont en réalité deux parois simples liées entre elles par une couche fine d'adhésive. Pour la simulation, les doubles parois sont représentées par un seul élément coque à double épaisseur. De son côté l'outil est maillé à l'aide des éléments rigides quadrangulaires à 4 nœuds employés pour des analyses tridimensionnelles, (R3D4).

Concernant le contact outil/pièce, deux contacts sont à considérer en simulation de l'usinage du Nomex®. Le premier avec les parois du nid d'abeilles qui entrent en contact avec l'outil lors de son déplacement, pour ce contact une faible valeur de frottement a été choisie ($\mu=0.1$). Cette dernière est expliquée par le contact ponctuel entre l'outil et les parois de nid d'abeilles dû à la faible épaisseur des parois. Le deuxième contact est un contact entre les parois elles-mêmes à cause du pliage de celles-ci après le passage de l'outil et entre le copeau généré et les parois non usinées.

II.2.2. Loi de comportement et critères de rupture adoptés

Contrairement aux matériaux métalliques, le papier Nomex® constitué de la résine phénolique et des fibres aramide se représente comme un matériau composite avec un comportement orthotrope et fragile. Il est modélisé avec 4 comportements qui ont été présentés dans le chapitre I et qui sont : le comportement monocouche isotrope, le comportement monocouche orthotrope, le comportement multicouche et le comportement multicouche avec résine aux jonctions, [99]. En raison de la complexité des approches multicouches qui nécessitent le comportement de chaque composant du papier Nomex® (couche de résine phénolique et feuille de papier d'aramide), notre choix s'est porté sur l'approche monocouche avec une homogénéisation locale des parois du nid d'abeilles. Dans un premier temps, un comportement isotrope est attribué aux parois. Dans un deuxième temps, un comportement orthotrope est utilisé pour modéliser l'usinage de la structure complète.

II.2.2.1. Approche élastoplastique isotrope

Plusieurs études ont attribué au papier Nomex® un comportement isotrope élastoplastique, [69,100,101]. Cette modélisation est connue par la simplicité de sa mise en place. Le comportement isotrope élastoplastique se caractérise par la décomposition de la déformation totale en une déformation élastique et une déformation plastique. Généralement, le comportement élastique est décrit par la loi de Hooke sous la forme d'un modèle d'élasticité linéaire, Eq. IV. 1. Cette loi décrit la relation entre les contraintes et les déformations et s'exprime de la manière suivante :

$$\{\varepsilon\} = [S]\{\sigma\} \quad (\text{Eq. IV.1})$$

où S est le tenseur des complaisances d'ordre 4. Pour les matériaux isotropes, la loi s'écrit :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} \\ \varepsilon_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & -\frac{\nu}{E} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu}{E} & -\frac{\nu}{E} & \frac{1}{E} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{pmatrix} \quad (\text{Eq. IV.2})$$

Les propriétés élastiques sont complètement définies par le module de Young E et le coefficient de poisson ν . Ainsi, le module de cisaillement G peut être exprimé en fonction de ces deux termes à l'aide de l'équation suivante :

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (\text{Eq. IV.3})$$

En supposant que le comportement élastique du matériau est isotrope, c'est-à-dire que le matériau possède les mêmes propriétés élastiques dans toutes les directions, on obtient :

$$\sigma = 2\mu\varepsilon^{el} + \lambda tr(\varepsilon^{el}) Id \quad (\text{Eq. IV.4})$$

où μ (appelé aussi G, module de Coulomb) et λ sont les coefficients de Lamé définis de la manière suivante en fonction du module de Young E et du coefficient de Poisson ν :

$$\lambda = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (\text{Eq. IV.5})$$

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (\text{Eq. IV.6})$$

La formulation du comportement élastoplastique repose sur une hypothèse de partition de la déformation totale en une déformation élastique et une déformation plastique. Dans un cadre tridimensionnel général, elles sont reliées par la relation suivante :

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^{el} + \boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (\text{Eq. IV.7})$$

où $\boldsymbol{\varepsilon}$ est le tenseur de déformation total, $\boldsymbol{\varepsilon}^{el}$ le tenseur de déformation élastique et $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ le tenseur de déformation plastique. La Figure IV. 9 montre le comportement mécanique du papier Nomex® déterminé par Foo *et al.* [223] et Roy *et al.* [100]. La courbe montre une limite élastique et un comportement plastique différents en fonction de l'épaisseur de la paroi. Ainsi, le comportement élastoplastique attribué aux parois des nids d'abeilles dépendra de leur épaisseur (parois doubles ou parois simples).

Les propriétés mécaniques attribuées au papier Nomex® sont la densité $\rho=1.4 \text{ g/cm}^3$, le module d'Young $E= 3180 \text{ MPa}$, le coefficient de poisson 0.3. Les limites d'élasticité pour chaque épaisseur de parois sont respectivement : $\sigma_0= 29 \text{ MPa}$ et $\sigma_0= 61 \text{ MPa}$ pour la paroi simple et pour les parois doubles. Ainsi, les contraintes limites sont $\sigma_{\max}= 64.2 \text{ MPa}$ et $\sigma_{\max}= 124.8 \text{ MPa}$ pour les parois simples et doubles.

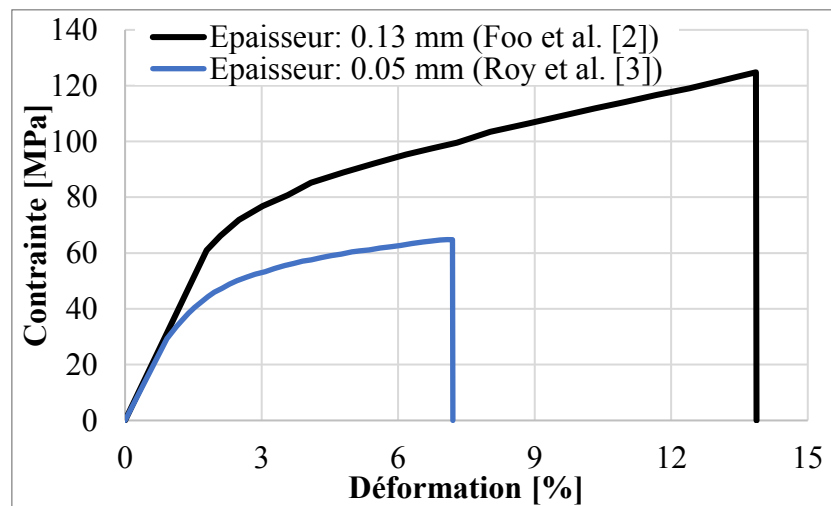


Figure IV. 9. Courbes contraintes / déformations pour le papier Nomex® T410, [100,223].

A fur et à mesure que l'outil avance dans la matière, la rupture du papier Nomex® est contrôlée par sa déformation plastique ; dès que cette dernière atteint la valeur de 0.0628 et 0.1208 pour l'épaisseur simple et l'épaisseur double respectivement, l'élément endommagé est supprimé pour donner naissance aux copeaux.

II.2.2.2. Approche élastoplastique orthotrope

L'approche utilisée précédemment basée sur les travaux de Foo *et al.* [223] et Roy *et al.* [100] attribue au papier Nomex® constituant de la structure nid d'abeilles un comportement isotrope élastoplastique. Ainsi, les propriétés mécaniques des parois ont été attribuées dans le repère global (O, X, Y, Z). Généralement, les matériaux composites sont connus par leur comportement orthotrope. Dans cette partie de l'étude numérique, un comportement élastique fragile orthotrope a été attribué au papier constituant du nid d'abeilles Nomex®, [100–102,223–226]. Ce type de comportement est dépendant des orientations du repère, la structure nid d'abeilles représente aussi une géométrie alvéolaire qui fait que les

parois n'ont pas la même orientation. Ainsi, un repère local est identifié pour chacune des parois du Nomex® selon leurs orientations, Figure IV. 10-b. La Figure IV. 10 présente l'échantillon modélisé dans le repère global de la structure. C'est le même repère où les conditions aux limites ont été définies. Ainsi, on a attribué un repère local à chaque paroi. Prenons l'exemple du repère attribué aux parois doubles (O, X₁, Y₁, Z₁), l'axe X₁ est dirigé selon l'épaisseur de la structure, l'axe Y₁ est dirigé dans la direction du roulement du papier et l'axe Z₁ dans la direction d'épaisseur de la paroi (Figure IV. 10). Pour résumer, chaque paroi constituant la structure nid d'abeilles à un repère spécifique appelé aussi repère secondaire. Ce dernier sera utilisé pour appliquer le comportement élastique orthotrope à chaque paroi du nid d'abeilles.

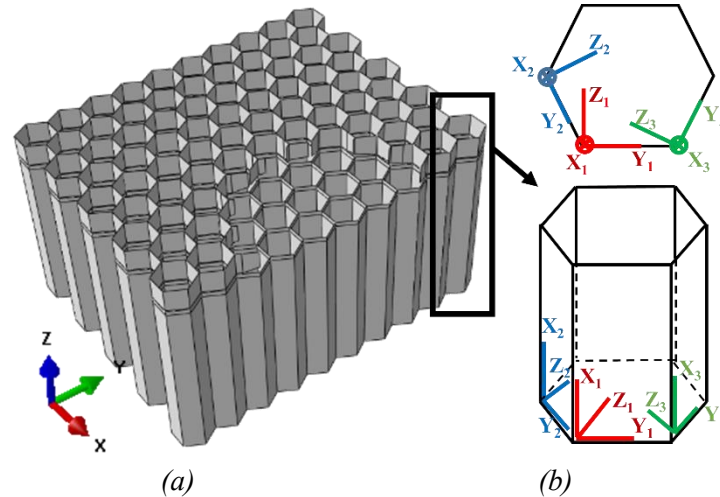


Figure IV. 10. (a) Repère global ; (b) Repères locaux.

Dans chaque repère secondaire, la relation d'élasticité linéaire s'écrit sous la forme suivante :

$$\{\varepsilon\} = [H^0] \{\sigma\} \quad (\text{Eq. IV.8})$$

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} \\ \varepsilon_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1}{E_{11}} & -\frac{\nu_{12}}{E_{11}} & -\frac{\nu_{13}}{E_{11}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{21}}{E_{22}} & \frac{1}{E_{22}} & -\frac{\nu_{23}}{E_{22}} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\nu_{31}}{E_{33}} & -\frac{\nu_{32}}{E_{33}} & \frac{1}{E_{33}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{pmatrix} \quad (\text{Eq. IV.9})$$

avec les conditions de symétrie, on peut vérifier :

$$\frac{\nu_{21}}{E_{22}} = \frac{\nu_{12}}{E_{11}}, \frac{\nu_{31}}{E_{33}} = \frac{\nu_{13}}{E_{11}}, \frac{\nu_{32}}{E_{33}} = \frac{\nu_{23}}{E_{22}} \quad (\text{Eq. IV.10})$$

où $\{\varepsilon\}$ le tenseur des déformations, $[S]$ la matrice de souplesse et $\{\sigma\}$ le tenseur de contraintes. E_{ii} , G_{ij} représentent les modules élastiques et de cisaillement et ν_{ij} les coefficients de poisson.

La loi de comportement s'écrit aussi en contraintes sous la forme :

$$\{\sigma\} = [C^0] \{\varepsilon\} \quad (\text{Eq. IV.11})$$

$$\begin{pmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \\ \sigma_{12} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{1-\nu_{23}\nu_{32}}{E_{22}E_{33}\Delta} & \frac{\nu_{21}-\nu_{31}\nu_{23}}{E_{22}E_{33}\Delta} & \frac{\nu_{31}-\nu_{21}\nu_{32}}{E_{22}E_{33}\Delta} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_{12}-\nu_{32}\nu_{13}}{E_{11}E_{33}\Delta} & \frac{1-\nu_{13}\nu_{31}}{E_{11}E_{33}\Delta} & \frac{\nu_{32}-\nu_{12}\nu_{31}}{E_{11}E_{33}\Delta} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{\nu_{31}-\nu_{12}\nu_{23}}{E_{11}E_{22}\Delta} & \frac{\nu_{23}-\nu_{21}\nu_{13}}{E_{11}E_{33}\Delta} & \frac{1-\nu_{12}\nu_{21}}{E_{11}E_{22}\Delta} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & G_{23} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & G_{13} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & G_{12} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} \\ \varepsilon_{12} \end{pmatrix} \quad (\text{Eq. IV.12})$$

avec
$$\Delta = \frac{1-\nu_{12}\nu_{21}-\nu_{23}\nu_{32}-\nu_{31}\nu_{13}-2\nu_{21}\nu_{32}\nu_{13}}{E_{11}E_{22}E_{33}} \quad (\text{Eq. IV.13})$$

et $[C^0]$ est la matrice de rigidité.

Les propriétés mécaniques orthotropes du papier Nomex® représentées dans le Tableau IV. 1 sont extraites de l'étude menée par Kilchert [48].

Propriétés Mécaniques	
Masse volumique (g/cm ³)	1.4
E ₁₁ (MPa)	9200
E ₂₂ (MPa)	8300
E ₃₃ (MPa)	4700
G ₁₂ (MPa)	2600
G ₁₃ , G ₂₃ (MPa)	1700
ν_{12} , ν_{13} , ν_{23}	0.35

Tableau IV. 1. Propriétés mécaniques orthotropes du papier Nomex®, [48].

II.2.2.3. Critères de rupture de Tsai-Wu et Hashin

La qualification du papier Nomex® contenant de la résine phénolique comme matrice et les fibres d'aramide comme renfort nécessite la définition d'un critère de rupture. Ce dernier permet d'évaluer la résistance du matériau sous des chargements multiaxiaux à partir des résistances mécaniques. Il existe plusieurs critères de rupture dans la littérature, ils ont été présentés dans le premier chapitre et classifiés en trois catégories : critères de limite, critères interactifs et critères séparatifs.

Dans cette étude, deux critères de rupture ont été utilisés, le premier est le critère interactif de Tsai-Wu et le deuxième est le critère séparatif de Hashin. Les différentes contraintes limites du papier Nomex® représentées dans le Tableau IV. 2, sont utilisées pour les deux critères choisis.

Contraintes limites	MPa
Contrainte longitudinale limite de traction (MPa) : X_t	111
Contrainte longitudinale limite de compression (MPa) : X_c	53
Contrainte transversale limite de traction (MPa) : Y_t	98
Contrainte transversale limite de compression (MPa) : Y_c	47
Contrainte limite de cisaillement dans le plan 12 (MPa) : S_{12}	59
Contrainte limite de cisaillement transversal inter-laminaire (MPa) : S_{23}	159

Tableau IV. 2. Contraintes limites du papier Nomex®, [48].

Le critère de Tsai Wu est un critère interactif qui représente une généralisation du critère de Von Mises pour le cas des matériaux isotropes. Ce critère a été détaillé dans le chapitre I dont les équations sont résumées ci-dessous :

$$F_{11}\sigma_1^2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{33}\sigma_3^2 + F_{44}\sigma_4^2 + F_{55}\sigma_5^2 + F_{66}\sigma_6^2 + 2F_{12}\sigma_1\sigma_2 + 2F_{13}\sigma_1\sigma_3 + 2F_{23}\sigma_2\sigma_3 + F_1\sigma_1 + F_2\sigma_2 + F_3\sigma_3 = 1 \quad (\text{Eq. IV.14})$$

où F_{ij} , et F_i sont déterminés comme suit :

$$F_{11} = \frac{1}{X_t X_c}; \quad F_1 = \frac{1}{X_t} - \frac{1}{X_c}; \quad F_{33} = F_{22} = \frac{1}{Y_t Y_c}$$

$$F_3 = F_2 = \frac{1}{Y_t} - \frac{1}{Y_c}; \quad F_{44} = \frac{1}{(S_{23})^2}; \quad F_{55} = F_{66} = \frac{1}{S_{12}^2} \quad (\text{Eq. IV.15})$$

$$F_{13} = F_{12} = -\frac{1}{2}\sqrt{F_{11}F_{22}}; \quad F_{23} = -\frac{1}{2}\sqrt{F_{22}F_{33}}$$

Le critère de Tsai-Wu permet d'identifier l'endommagement de chaque élément sollicité lorsque l'équation Eq IV. 14 est vérifiée. Par contre, il ne permet pas d'identifier les directions d'endommagement d'un élément lorsque cette dernière est vérifiée. La direction est souvent nécessaire pour calculer et actualiser la chute de rigidité des éléments. Pour résoudre cette

difficulté dans le cas d'utilisation du critère de Tsai-Wu, ce dernier a été séparé en plusieurs composantes de contraintes H_k ($k = 1$ à 6) pour identifier les modes et les directions d'endommagement des éléments (Eq. IV. 16).

$$\begin{aligned}
 H_1 &= F_1 \sigma_1 + F_{11} \sigma_1^2 \\
 H_2 &= F_2 \sigma_2 + F_{22} \sigma_2^2 \\
 H_3 &= F_3 \sigma_3 + F_{33} \sigma_3^2 \\
 H_4 &= F_{44} \sigma_{23}^2 \\
 H_5 &= F_{55} \sigma_{12}^2 \\
 H_6 &= F_{66} \sigma_{31}^2
 \end{aligned}
 \tag{Eq. IV.16}$$

Plus précisément, lorsque le critère de rupture de Tsai-Wu est satisfait, les composantes H_k sont calculées et comparées entre elles pour identifier la valeur maximale. Le plus grand terme des H_k est alors sélectionné comme le mode d'endommagement dominant et le module élastique correspondant subira une chute de rigidité avec dégradation des propriétés correspondantes mentionnées dans le Tableau IV. 3. Ainsi, H_1 correspond à une rupture longitudinale, H_2 à une rupture transversale, H_3 à une rupture dans l'épaisseur, H_4 à une rupture de cisaillement 23, H_5 à une rupture en cisaillement 12, et H_6 correspond à une rupture 13, [227,228].

Pas de Rupture	Critère de Tsai-Wu satisfait	
	Indice d'endommagement	Dégradation des propriétés mécaniques
E_{11}	H_1	$E_{11} \rightarrow (1-d_1) E_{11}$
E_{22}	H_2	$E_{22} \rightarrow (1-d_2) E_{22}$
E_{33}	H_3	$E_{33} \rightarrow (1-d_3) E_{33}$
G_{23}	H_4	$G_{23} \rightarrow (1-d_4) G_{23}$
G_{12}	H_5	$G_{12} \rightarrow (1-d_5) G_{12}$
G_{13}	H_6	$G_{13} \rightarrow (1-d_6) G_{13}$

Tableau IV. 3. Dégradation des propriétés mécaniques et les variables correspondantes selon le critère de Tsai-Wu.

A la loi de comportement mécanique des parois de Nomex® s'ajoute la chute de rigidité. La chute de la rigidité se présente comme l'actualisation des tenseurs de contraintes et de déformations à chaque incrément de chargement. Cette actualisation s'appuie sur la dégradation des propriétés mécaniques locales du matériau après la vérification du critère d'endommagement. Ce concept consiste à reformuler la loi de comportement de telle sorte que la loi tienne compte de la chute de rigidité. Le mode d'endommagement utilisé dans cette étude, consiste à opérer une chute de rigidité sur les différents modules élastiques une fois que le critère de rupture est satisfait. Pour le cas du critère de Tsai-Wu, l'endommagement est caractérisé par plusieurs variables d'endommagement noté d_k ($k=1$ à 6) comme le montre les équations, Eq. IV. 17-18. La formule de chute de rigidité dépend du type de matériau et son

comportement mécanique. Pour les matériaux composites, la chute de rigidité est calculée comme suit, [229] :

$$E_{ij} = (1 - d_k) E_{ij}^0 \quad (\text{Eq. IV.17})$$

$$G_{ij} = (1 - d_k) G_{ij}^0 \quad (\text{Eq. IV.18})$$

$$d_k = 1 - \exp \left[-\frac{1}{m} e \left(\frac{\varepsilon_{ij}}{\varepsilon_{fij}} \right)^m \right] \quad (\text{Eq. IV.19})$$

La constante e est le nombre d'Euler. La constante m est le paramètre d'assouplissement de contraintes pris égale à 10 pour indiquer un comportement fragile. ε_{fij} est la déformation de rupture dans l'axe selon lequel l'endommagement est initié :

$$\varepsilon_{f11} = \frac{X_{t,c}}{E_{11}} ; \varepsilon_{f22} = \frac{Y_{t,c}}{E_{22}} ; \varepsilon_{f33} = \frac{Y_{t,c}}{E_{33}} ; \varepsilon_{f12} = \frac{S_{12}}{G_{12}} ; \varepsilon_{f13} = \varepsilon_{f23} = \frac{S_{13}}{G_{13}} \quad (\text{Eq. IV.20})$$

avec X et Y les contraintes limites du matériau dans les directions longitudinale et transversale, S est la contrainte limite en cisaillement, voir Tableau IV. 2.

D'autre part, le critère de rupture séparatif de Hashin a aussi été choisi pour modéliser le comportement mécanique des parois du Nomex®. Ce critère est défini pour chaque paroi de la structure nid d'abeilles et identifié pour chaque orientation de celle-ci. Les équations suivantes résument le critère de Hashin, [110,113,230].

(i) Direction longitudinale en traction : $\sigma_{11} \geq 0$

$$e_l = \left(\frac{X_t}{\sigma_{11}} \right)^2 \quad (\text{Eq. IV.21})$$

(ii) Direction longitudinale en compression : $\sigma_{11} < 0$

$$e_l = \left(\frac{X_c}{\sigma_{11}} \right)^2 + \frac{1}{S_{12}^2} (\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2) \quad (\text{Eq. IV.22})$$

(iii) Direction transversale en traction : $(\sigma_{22} + \sigma_{33}) \geq 0$

$$e_t = \frac{(\sigma_{22} + \sigma_{33})^2}{Y_t^2} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S_{12}^2} \quad (\text{Eq. IV.23})$$

(iv) Direction transversale en compression : $(\sigma_{22} + \sigma_{33}) < 0$

$$e_t = \frac{1}{Y_c} \left[\left(\frac{Y_c}{2S_{23}} \right)^2 - 1 \right] (\sigma_{22} + \sigma_{33}) + \frac{(\sigma_{22} + \sigma_{33})^2}{4S_{23}^2} + \frac{\sigma_{23}^2 - \sigma_{22}\sigma_{33}}{S_{23}^2} + \frac{\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2}{S_{12}^2} \quad (\text{Eq. IV.24})$$

Les σ_{ij} sont les composantes du tenseur de contraintes. Les contraintes limites du papier Nomex® sont données dans le Tableau IV. 1.

Contrairement au critère de Tsai-Wu, le critère de Hashin permet d'identifier en plus les modes et les directions d'endommagement de chaque élément vérifiant le critère de rupture. Cette identification permet de calculer et actualiser la chute de rigidité. Deux indices de rupture sont attribués à chaque élément des parois du nid d'abeilles, l'indice e_t représente l'endommagement transversal et e_l l'endommagement longitudinal, Equations IV. 21-24. Ainsi, dès qu'un élément vérifie l'un des critères de Hashin, il subira une chute de rigidité jusqu'à sa suppression. Pour cela, on a utilisé la même loi de chute de rigidité (Eq IV. 19), le Tableau IV. 4 résume les propriétés mécaniques à dégrader pour chaque indice d'endommagement vérifié par le critère de Hashin. Les coefficients de dégradation sont calculés par l'équation Eq. IV 23.

Avant dégradation	Critère de Hashin satisfait	
	Indice d'endommagement	Après dégradation des propriétés mécaniques
E_{11}	e_l	$E_{11} \rightarrow (1-d_l) E_{11}$
E_{22}	e_t	$E_{22} \rightarrow (1-d_t) E_{22}$
G_{23}	e_t	$G_{23} \rightarrow (1-d_t) G_{23}$
G_{12}	e_t	$G_{12} \rightarrow (1-d_t) G_{12}$

Tableau IV. 4. Dégradation des propriétés mécaniques et les variables correspondantes selon le critère de Hashin.

Les deux modèles de rupture décrits précédemment ont été implémentés dans Abaqus explicit à travers une subroutine VUMAT, [208,231–233]. Dans cette subroutine, la loi de comportement orthotrope du papier Nomex® a été introduite ainsi que les deux critères de rupture.

La procédure d'analyse de l'endommagement est illustrée dans la Figure IV. 11. Au début de l'analyse, l'état initial du matériau (nid d'abeilles Nomex®) est sans endommagement, les propriétés mécaniques initiales du matériau sont celles mentionnées dans le Tableau IV. 1. L'avance de l'outil génère un chargement qui sera appliqué sur la pièce en nid d'abeilles. Les contraintes sont calculées en chaque point d'intégration de Gauss et utilisées pour évaluer les critères de rupture décrits ci-dessus. Lorsque le critère de rupture (Tsai-Wu ou Hashin) est vérifié, la variable qui lui a été attribué prend la valeur 1, ce qui signifie qu'à ce stade le matériau est endommagé. Cette variable est maintenue égale à cette valeur pendant tout le reste du calcul pour tenir compte de l'irréversibilité des endommagements. La chute de rigidité se fait alors selon la direction d'endommagement, cette dernière est ensuite déterminée selon le critère de rupture choisi. Pour le critère de Hashin, la direction d'endommagement est simplement déterminée selon l'équation vérifiée du critère, pour le cas du critère de Tsai-Wu, la direction d'endommagement est déterminée par la comparaison des différents indices d'endommagement H_k . La chute des rigidités spécifiques à la direction définie est appliquée comme cela a été indiqué dans les Tableaux IV. 3 et 4. Cette procédure est répétée pendant toute l'opération d'usinage jusqu'à ce que l'indice d'endommagement d_i atteigne le seuil limite de chute de rigidité

ce qui engendre la suppression de l'élément concerné. La suppression de tous les éléments endommagés engendre finalement la formation du copeau.

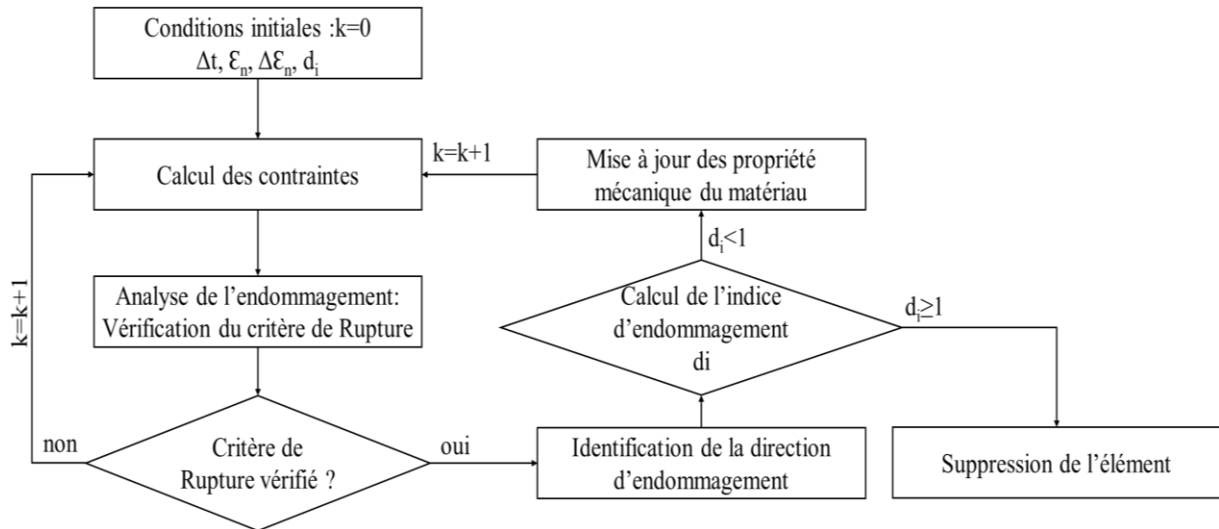


Figure IV. 11. Algorithme d'analyse de l'endommagement progressif induit dans les parois du nid d'abeilles Nomex®.

II.2.3. Résultats de la simulation de l'usinage du nid d'abeilles en Nomex®

Dans cette partie, nous étudions de manière approfondie les différents phénomènes physiques mis en jeu lors de la coupe des structures nids d'abeilles Nomex®. La modélisation 3D de la coupe pour une géométrie de la structure et de l'outil réaliste facilitera la compréhension des mécanismes de la coupe et permettra l'obtention des composantes des efforts de coupe (F_x , F_y et F_z). Ces dernières seront comparées à ceux déterminés précédemment à travers les essais expérimentaux pour valider l'approche proposée. De plus, l'un des objectifs de la modélisation est de définir les différentes interactions outil-matière et les stades de formation du copeau. Enfin, l'influence des conditions de coupe sera étudiée afin de valider le modèle numérique et vérifier les résultats obtenus et leur cohérence avec les mesures expérimentales.

II.2.3.1. Analyse des efforts de coupe

Les efforts de coupe sont importants pour l'évaluation de la stabilité de la coupe des matériaux. Grâce à la modélisation, on peut déduire les trois composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) enregistrées dans le point de référence attribué à l'outil. La Figure IV. 12 montre l'évolution de ces trois composantes obtenues pour la condition $N=10000$ tr/min et $V_f=3000$ mm/min en fonction du temps. Les efforts de coupe sont calculés à chaque incrément de temps pendant le déplacement de l'outil de coupe dans le nid d'abeilles. On note que les efforts augmentent de manière continue jusqu'à l'instant $t_1=0.02$ s où l'outil rencontre la première rangée de cellule. Entre $t_1=0.02$ s et $t_2=0.12$ s, l'outil usine la totalité de la rangée et au-delà de $t_2=0.12$ s, l'outil débute l'usinage de la rangée suivante. Sur la même courbe, la plage temporaire $[t_1 t_2]$ utilisée est définie pour le calcul de la moyenne des composantes de l'effort de coupe. Pour chaque condition de coupe, seulement les efforts générés pour usiner une rangée de cellules sont comparés aux résultats expérimentaux.

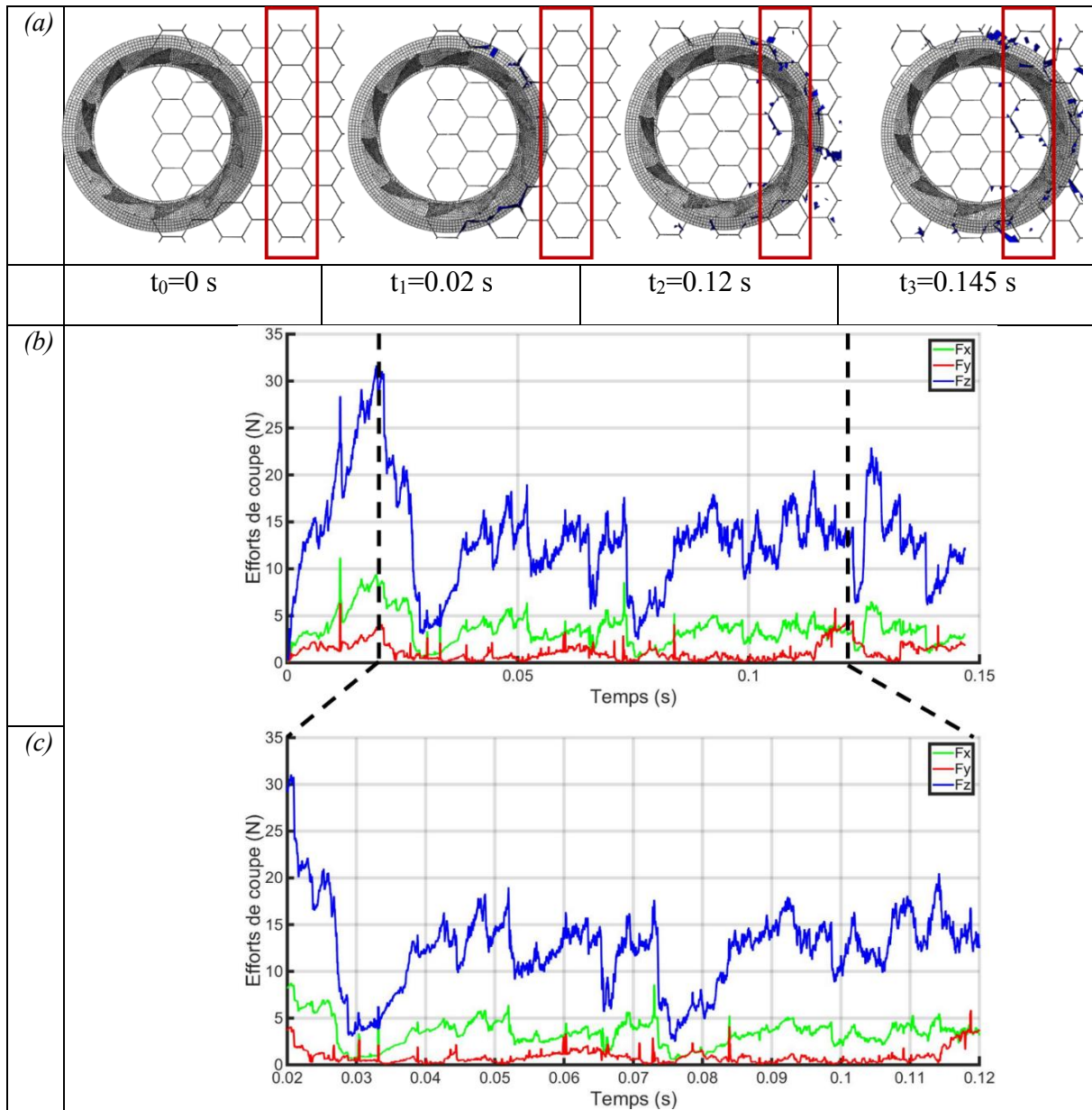


Figure IV. 12. Evolution des composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) obtenues avec la simulation numérique. Le critère de rupture de Tsai-Wu a été appliqué pour $V_f=3000\text{mm/min}$ et $N=10000\text{tr/min}$: (a) position de l'outil par rapport au nid d'abeilles ; (b) évolution des efforts en fonction du temps d'usinage ; (c) Zoom sur l'évolution des efforts pour une seule rangée de cellules.

La Figure IV. 13 montre l'évolution des trois composantes des efforts de coupe prédites (F_x , F_y et F_z) pour la condition $N=15000$ tr/min et $V_f=1500$ mm/min, et pour cela les trois approches adoptées dans cette étude (simulation avec comportement élastoplastique et isotrope, simulation avec un comportement orthotrope et du critère Tsai-Wu et idem avec le critère de Hashin). L'évolution des efforts de coupe présente des variations plus au moins importantes le long du processus d'usinage. Des variations de l'ordre de 50% sont observées sur les efforts de coupe ce qui représente d'une part, la formation du copeau, et d'autre part la position de l'outil. Les efforts sont plus importants lors de la coupe des parois doubles, ils diminuent lors de la coupe des parois simples. Une augmentation des efforts de coupe est généralement liée à la coupe des parois doubles et celle des jonctions des différentes parois puisque la quantité de

matière à enlever est plus importante. Des variations de l'ordre de 0.1N à 1N sont observées sur les efforts de coupe. Ces légères fluctuations accompagnent l'évolution des efforts de coupe. Elles sont dues aux vibrations et du frottement entre les parois du nid d'abeilles et l'outil de coupe.

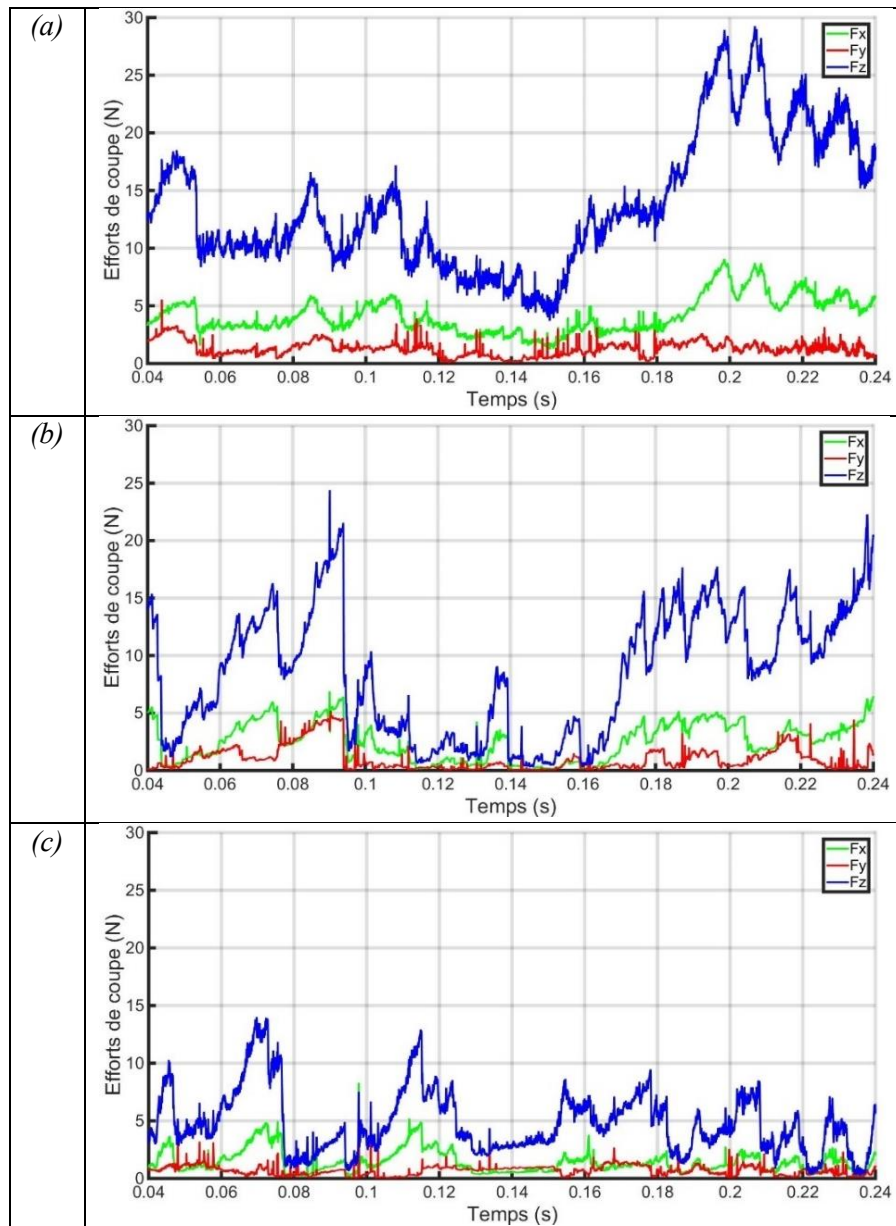


Figure IV. 13. Evolution des composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) en fonction du temps d'usinage pour la condition $V_f=1500\text{mm/min}$ et $N= 15000\text{ tr/min}$ pour les trois simulations : (a) simulation élastoplastique isotrope ; (b) simulation orthotrope avec le critère Tsai-Wu ; (c) simulation orthotrope avec le critère de Hashin.

En observant les valeurs des composantes de l'effort de coupe pour les trois simulations représentées dans la Figure IV. 13, on remarque que l'effort de compression F_z (en bleu) est plus important que les deux autres composantes F_x et F_y . Cela est en accord avec les résultats expérimentaux du chapitre III, où on avait remarqué que l'effort de compression F_z est l'effort dominant par rapport à F_x et F_y . Ceci est dû au comportement mécanique de la structure nid d'abeilles qui se caractérise par une meilleure résistance dans la direction hors plan (z) en

comparaison avec les directions Ox et Oy.

II.2.3.2. Endommagement des parois du Nomex® et formation du copeau

Comme il a été mentionné précédemment, la coupe du nid d'abeilles se fait en plusieurs étapes. L'existence d'une différence de diamètre entre le coteau circulaire et la partie supérieure de l'outil (déchiqueteur) rend la coupe des parois complexe (la différence de diamètres est de 2.2mm entre le couteau et le déchiqueteur). La Figure IV. 14 montre les différents stades de l'opération de fraisage du nid d'abeilles avec l'outil combiné et la formation du copeau pour la condition $V_f=3000$ mm/min et $N=2000$ tr/min pour la simulation avec le critère de Tsai-Wu.

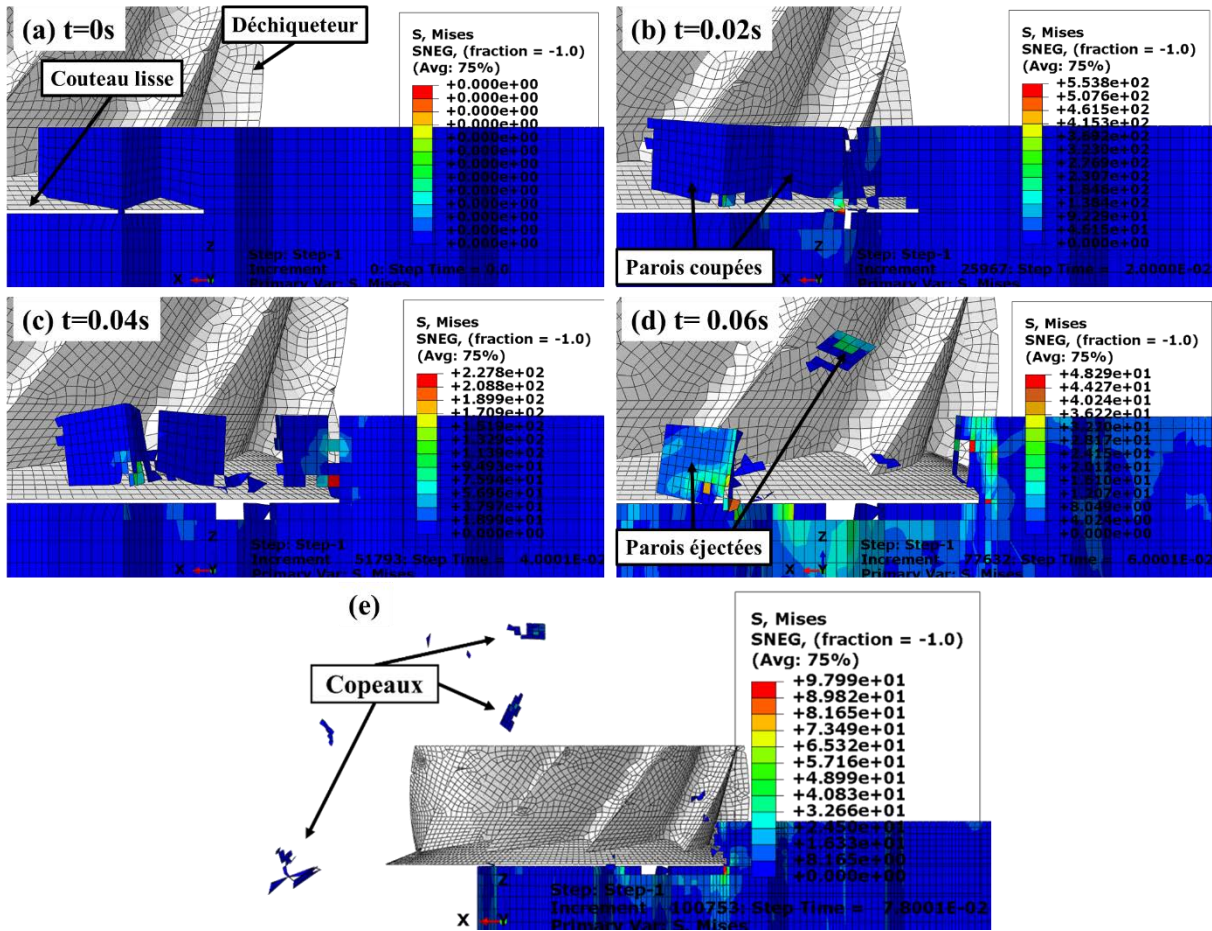


Figure IV. 14. Simulation du fraisage de la structure Nomex® pour $V_f=3000$ mm/min et $N=2000$ tr/min avec l'utilisation du critère de Tsai-Wu : (a) $t=0s$; (b) $t=0.02s$; (c) $t=0.04s$; (d) $t=0.06s$; (e) génération des copeaux fragmentés.

La différence de diamètres entre les deux composants de l'outil de coupe fait que la coupe de la structure alvéolaire se fait en plusieurs étapes. Le premier élément de l'outil qui sera en contact avec les parois du nid d'abeilles est le coteau circulaire. Ce dernier commence par couper les parois en tournant et en avançant dans la matière. Ainsi, la coupe et la séparation des éléments des parois se font par endommagement et par friction. L'avancement et la rotation de l'outil font que les contraintes augmentent dans les éléments des parois. A chaque incrément, les critères de rupture sont vérifiés s'ils sont satisfaits, les éléments endommagés sont supprimés pour former le copeau (Figure IV. 14-a et b). Cette étape représente la première phase de la

formation du copeau qui sera généré à partir des parois préalablement coupées par le coteau mais qui reste toujours rattaché à la structure. Le copeau n'est donc pas complètement formé à ce stade. A l'étape suivante, les parois détachées de la structure s'écoulent sur la face supérieure du coteau jusqu'à atteindre le corps déchiporteur. Ainsi, le déchiporteur, à travers ces 10 hélices, découpe ces parois en plusieurs morceaux. Ce déchiporteur a pour rôle de déchiporter les parois et ainsi libérer le passage de l'outil pour avancer dans la matière. A ce stade, le copeau se forme complètement. Par ailleurs, les parois coupées par le coteau rentrent ensuite en contact avec la partie supérieure de l'outil et d'autres parois voisines qui vont se déformer tout en restant attachées à la structure jusqu'à la satisfaction du critère de rupture. (Figure IV. 14-c et d). Ces parois seront ensuite refoulées et éjectés par la partie supérieure de l'outil (Figure IV. 14-e) en formant d'autres copeaux. Ces différentes étapes de coupe ont été observées pour les trois types de simulations. Ces mécanismes de formation des copeaux sont intrinsèquement liés à la géométrie alvéolaire de la structure du nid d'abeilles et à celle de l'outil de coupe.

Rappelons que pour les matériaux composites, la taille et la forme du copeau sont influencées voire contrôlées par l'orientation des fibres et les conditions de coupe, [159,234–236]. Dans le cas du Nomex®, le papier Nomex® est constitué de fibres courtes mélangées avec de la résine phénolique. L'étude expérimentale précédente a montré qu'il y a deux morphologies de copeau générées lors de la coupe du Nomex®. Une première morphologie est observée pour des vitesses d'avance élevées associées à des faibles vitesses de rotation : la taille des copeaux est assez importante (voir Figure IV. 15-a). Elle va diminuer avec la vitesse de rotation jusqu'à l'obtention d'une forme poussiéreuse qui donne lieu à la formation de micro-copeaux ; c'est la deuxième morphologie obtenue, Figure IV. 15-b.

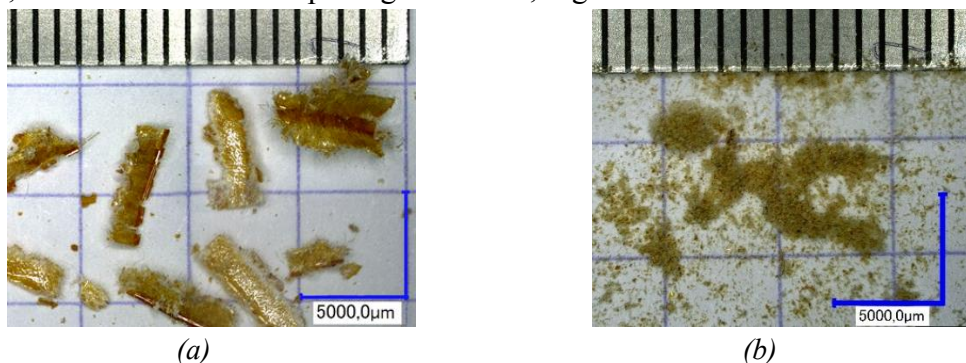


Figure IV. 15. Différentes morphologies de copeaux observées lors de l'usinage du Nomex® : (a) copeaux représentés par des parois entières de cellule Nomex® ; (b) copeaux sous forme poussiéreuse.

Les Figures IV. 16 et 17 montrent l'accumulation de la matière à l'avant de l'outil pour les trois simulations utilisées pour les deux couples de conditions de coupe ($V_f=3000$ mm/min, $N=2000$ tr/min) et ($V_f=200$ mm/min, $N=23000$ tr/min). Ces figures montrent que la forme des copeaux est différente pour chaque condition de coupe. Pour la condition $V_f=3000$ mm/min et $N=2000$ tr/min (Figure IV. 16), les simulations ont été arrêtées à $t=0.05$ s, ce qui représente une avance de 2.5mm du point de départ de l'outil. Pour la condition $V_f=200$ mm/min et $N=23000$ tr/min (Figure IV. 17), les simulations ont été arrêtées à $t=1.5$ s qui représente aussi une avance de 2.5 mm du point de départ de l'outil. A cette position, l'outil a usiné la moitié de la rangée de cellules.

Pendant la deuxième étape de la coupe du nid d'abeilles Nomex®, l'accumulation de matière a une influence à la fois sur les efforts de coupe et sur la morphologie des copeaux générés. Cette accumulation dépend de la capacité de la partie supérieure de l'outil à découper les parois et les évacuer loin de la zone de coupe.

L'accumulation de la matière devant le corps déchetueur de l'outil dépend des conditions d'usinage, elle est plus importante pour des vitesses d'avance élevées et vitesses de rotation faibles (Figure IV. 16). La faible vitesse de rotation contraint le déchetueur à repousser les parois et ne pas les couper correctement et avec une vitesse d'avance importante, la quantité de matière enlevée par tour est plus importante ce qui génère des copeaux formés par plusieurs parois. Ces observations sont valables pour les trois simulations numériques utilisées. Ces résultats sont en accord avec les observations effectuées lors de l'étude expérimentale qui a montré que pour des grandes vitesses d'avance et faibles vitesses de rotation le copeau est composé d'un ensemble de parois de nid d'abeilles, (Figure IV. 15-a).

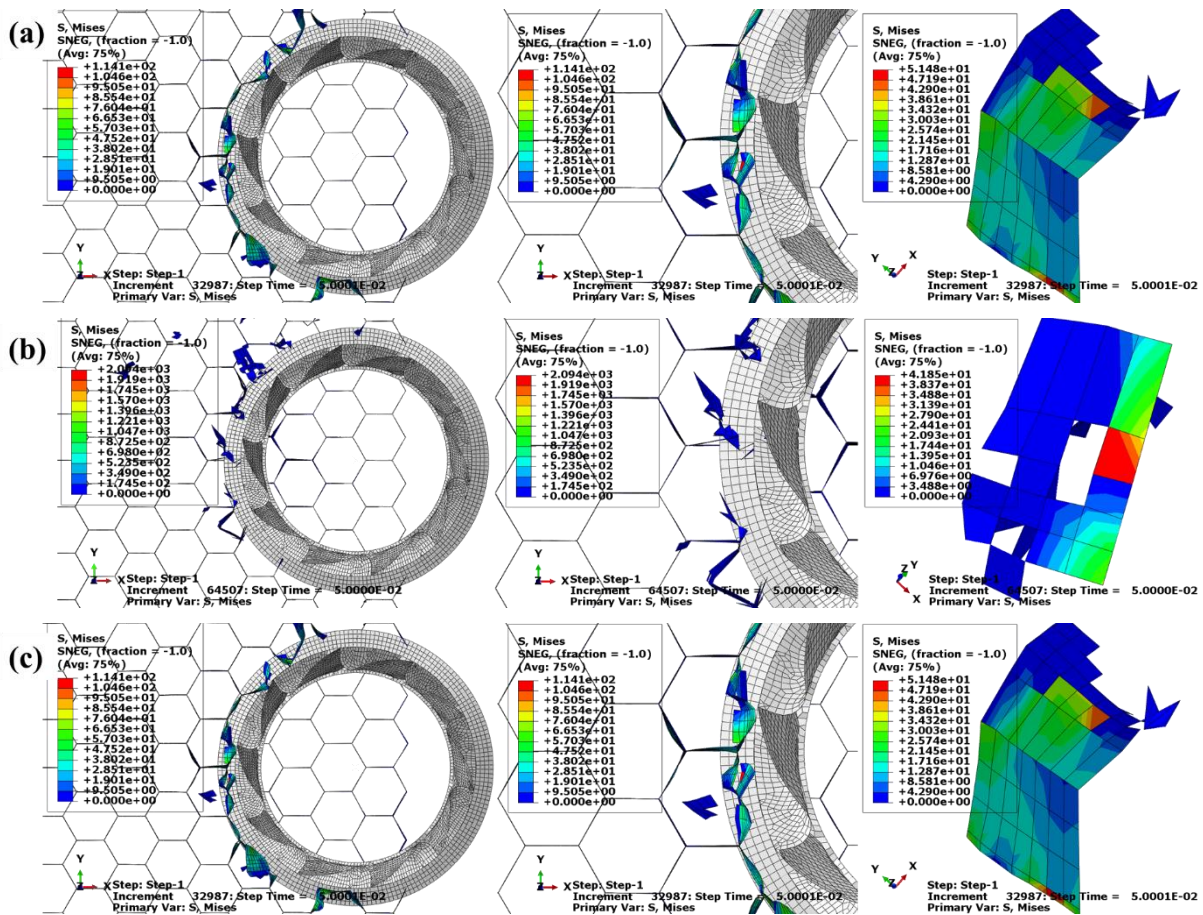


Figure IV. 16. Accumulation de la matière à l'avant de l'outil et les copeaux générés lors de la coupe du Nomex®, les conditions de coupe : $V_f= 3000$ mm/min et $N= 2000$ tr/min pour les trois simulations : (a) comportement élastoplastique isotrope ; (b) comportement orthotrope avec le critère de Tsai-Wu ; (c) idem avec critère de Hashin.

Dans le cas contraire ; i.e. faible vitesse d'avance et grande vitesse de rotation, on assiste à une accumulation quasiment négligeable de la matière à l'avant du déchetueur, (Figure IV. 17). En effet, les parois coupées par le coteau circulaire frottent sur la surface

supérieure du copeau jusqu'à atteindre le corps du déchet. Elles sont ensuite rapidement déchetées par la partie supérieure de l'outil. Ceci s'explique par la faible vitesse d'avance qui fait que la quantité de matière enlevée par l'outil en un seul tour est très faible et par conséquent les copeaux générés sont de tailles très petites (poussière), (Figure IV. 15-b). Pour la simulation numérique, la forme poussiéreuse du copeau est représentée par la suppression des éléments dès lors qu'ils rentrent en contact avec la partie supérieure de l'outil. Ceci est valable pour les deux approches avec comportement orthotrope (Tsai-Wu et Hashin) et pour lesquelles un comportement fragile est attribué aux parois du nid d'abeilles. Dans ces conditions, les éléments constituant les parois coupées par le copeau sont supprimés dès leur contact avec le déchet (Figure IV. 17-b et c). Cependant, dans le cas de l'approche élastoplastique, une accumulation des parois est observée. Ces dernières sont ensuite repoussées et refoulées vers l'avant de la partie supérieure de l'outil. Le copeau obtenu dans ces conditions est de taille importante et peut représenter une paroi complète de la cellule (Figure IV. 17-a). Lors des essais expérimentaux, cette morphologie de copeau a été attribuée à la plasticité des parois du nid d'abeilles qui favorise la déformation plastique des parois et retarde leur suppression ce qui engendre la formation de copeaux de taille importante.

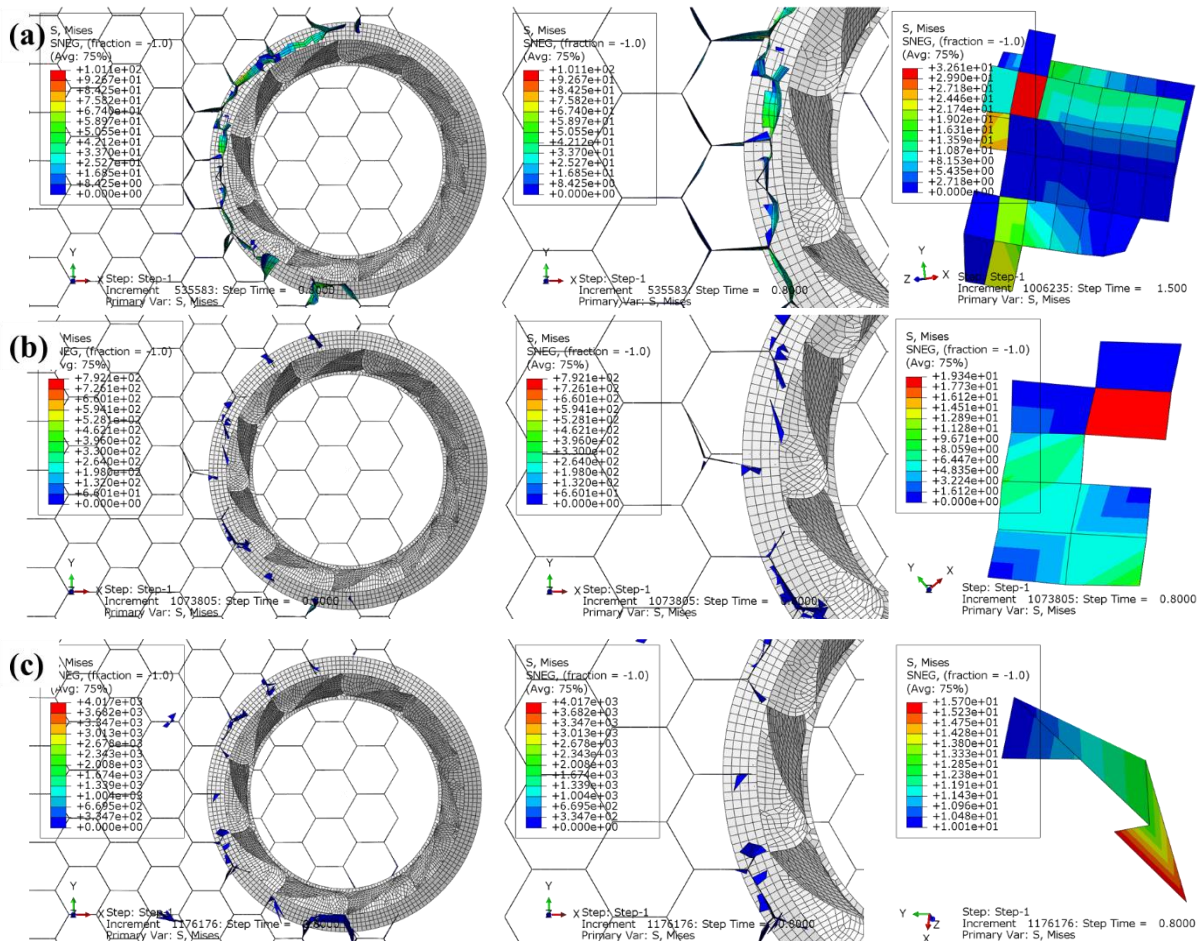


Figure IV. 17. Accumulation des parois à l'avant de l'outil et les copeaux générés lors de la coupe du nid d'abeilles Nomex® avec les conditions suivantes : $V_f = 200 \text{ mm/min}$ et $N = 23000 \text{ tr/min}$ pour les trois approches utilisées : (a) comportement élastoplastique isotrope ; (b) comportement orthotrope avec le critère de Hashin ; (c) comportement orthotrope avec le critère de Tsai-Wu.

En résumé, les copeaux obtenus avec une grande vitesse d'avance V_f et une faible vitesse de rotation N sont de taille importante (macro-copeaux), ils sont constitués de parois complètes et de même taille que la profondeur de coupe $a_p=2\text{mm}$. Pour les faibles vitesses d'avance V_f et grandes vitesses de rotation N , les copeaux sont de tailles faibles et ont une forme poudreuse (micro-copeaux). Dans les applications industrielles, il est préférable d'obtenir cette deuxième morphologie de copeaux.

II.2.3.3. Comparaison et validation des modèles

Une étude expérimentale a été effectuée avec 16 couples de conditions de coupe : 4 vitesses d'avance (200, 1000, 1500, 3000 mm/min) et 4 vitesses de rotation (2000, 10000, 15000, 23000 tr/min), la profondeur de passe est de 2 mm (similaire à celle utilisée pour la modélisation numérique). Pour chaque essai, on a suivi l'évolution des trois composantes d'effort en fonction du temps, et calculé la valeur moyenne de chaque composante.

La simulation de l'usinage du nid d'abeilles a aussi été effectuée sur une rangée de cellules ce qui représente une distance minimale parcourue par l'outil de l'ordre de 5 mm. Les Figures IV. 18-20 montrent l'évolution des composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) pour les trois différentes simulations (isotrope élastoplastique, orthotrope avec le critère de Hashin, et orthotrope avec le critère de Tsai-Wu) pour la condition $V_f=1000$ mm/min et $N=15000$ tr/min. Ces résultats sont comparés à ceux obtenus expérimentalement. Pour les simulations, on néglige la première phase de pénétration de l'outil dans la matière.

En première observation, les efforts expérimentaux montrent des variations plus au moins importantes dues à la géométrie alvéolaire de la structure et aux vibrations issues des parois minces des cellules du nid d'abeilles (l'évolution des composantes de l'effort de coupe est représentée par un trait jaune sur les Figures IV. 18-20. Au début de l'usinage, les efforts F_x et F_z montrent des valeurs qui diminuent au fur et à mesure que l'outil avance dans la matière puis augmentent de nouveau. Les deux zones d'efforts importants correspondent au contact de l'outil avec les jonctions des parois. Ce phénomène est également reproduit par les efforts prédits par simulation numérique, (voir Figures IV. 18-20).

La simulation avec comportement élastoplastique isotrope donne une allure correcte de l'évolution des efforts de coupe sauf qu'elle les surestime (Figure IV. 18), cette surestimation est d'autant plus importante à l'entrée qu'à la sortie de l'outil de la matière usinée. Cependant, le critère de Hashin donne une sous-estimation des efforts de coupe (Figure IV. 19). La simulation avec le comportement orthotrope et le critère de rupture de Tsai-Wu offre une meilleure corrélation avec l'évolution des efforts expérimentaux en comparaison avec les autres approches, (Figure IV. 20).

Ces remarques sont valables pour toutes les composantes (F_x et F_z) sauf pour la composante F_y , les trois simulations ont montré une sous-estimation de cette composante par rapport à l'évolution expérimentale. L'effort F_y ne dépasse pas généralement 1N et reste souvent quasi-nul comme on peut l'observer pour le cas de la simulation avec le critère de Hashin, Figure IV. 19-b.

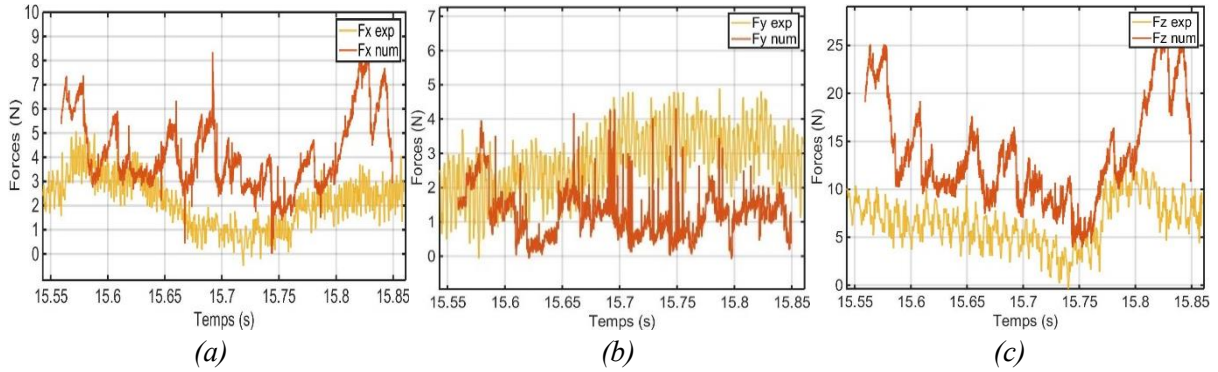


Figure IV. 18. Evolution des composantes de l'effort de coupe obtenues pour $V_f=1000$ mm/min, $N=15000$ tr/min et $a_p=2$ mm avec l'approche élasto-plastique isotrope : (a) F_x ; (b) F_y ; (c) F_z .

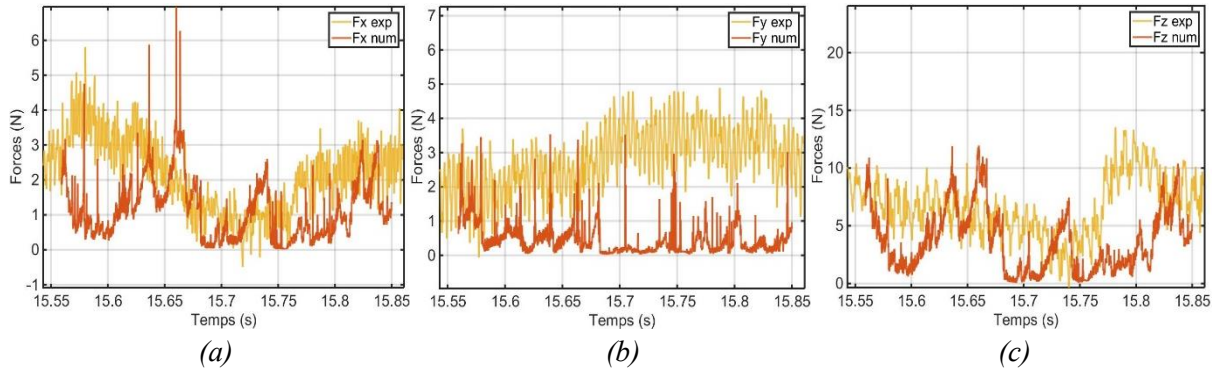


Figure IV. 19. Evolution des composantes de l'effort de coupe obtenues avec le critère de Hashin, les conditions de coupe sont : $V_f=1000$ mm/min, $N=15000$ tr/min et $a_p=2$ mm : (a) F_x ; (b) F_y ; (c) F_z .

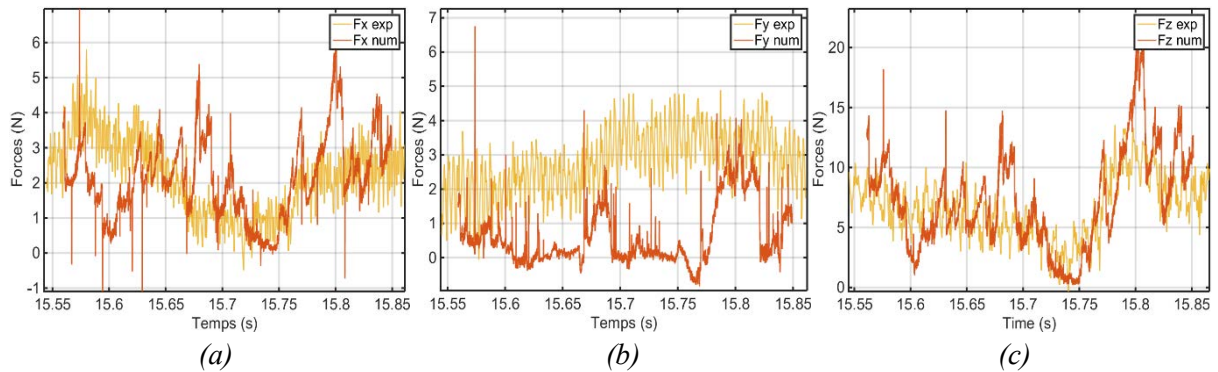


Figure IV. 20. Evolution des composantes de l'effort de coupe obtenues avec le critère de Tsai-Wu, les conditions de coupe $V_f=1000$ mm/min, $N=15000$ tr/min et $a_p=2$ mm : (a) F_x ; (b) F_y ; (c) F_z .

Comme pour l'étude expérimentale dans le chapitre précédent, la valeur moyenne de chaque composante de l'effort de coupe a été calculée. De même, les valeurs moyennes des différentes composantes de l'effort de coupe prédites numériquement ont été calculées. Cette étude expérimentale a permis de faire une comparaison avec les résultats issus de la simulation numérique. Les Figures 21- 24 présentent une comparaison pour chaque composante de l'effort de coupe et pour les différentes conditions de coupe. Les mesures des différentes composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) montrent expérimentalement une diminution en fonction de la vitesse de rotation et une augmentation avec la vitesse d'avance. L'effort de compression F_z est l'effort le plus important lors de la coupe du nid d'abeilles Nomex®.

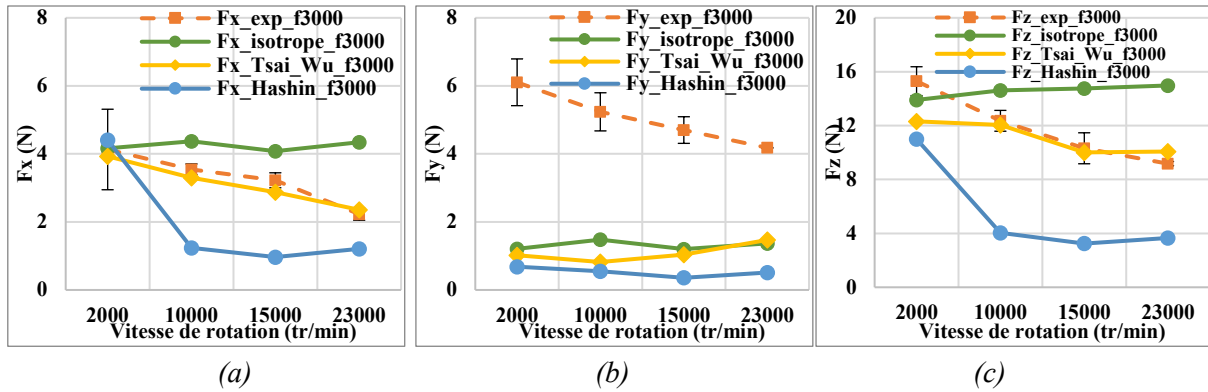


Figure IV. 21. Evolution des composantes des efforts de coupe (F_x , F_y et F_z) pour les trois simulations numériques pour une vitesse d'avance $V_f=3000$ mm/min, $a_p= 2$ mm : (a) F_x ;(b) F_y ;(c) F_z .

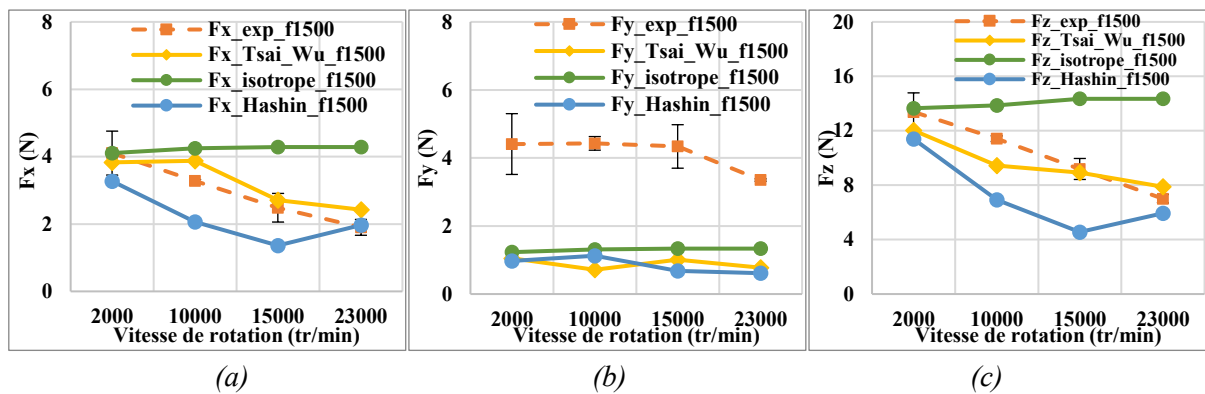


Figure IV. 22. Evolution des composantes des efforts de coupe (F_x , F_y et F_z) pour les trois simulations numériques pour une vitesse d'avance $V_f=1500$ mm/min, $a_p= 2$ mm : (a) F_x ;(b) F_y ;(c) F_z .

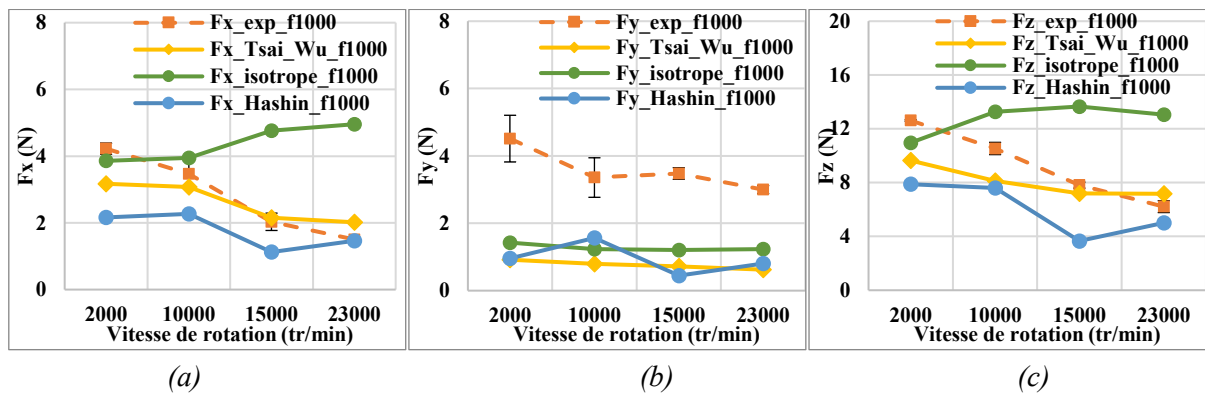


Figure IV. 23. Evolution des composantes des efforts de coupe (F_x , F_y et F_z) pour les trois simulations numériques à une vitesse d'avance $V_f=1000$ mm/min, $a_p= 2$ mm : (a) F_x ;(b) F_y ;(c) F_z .

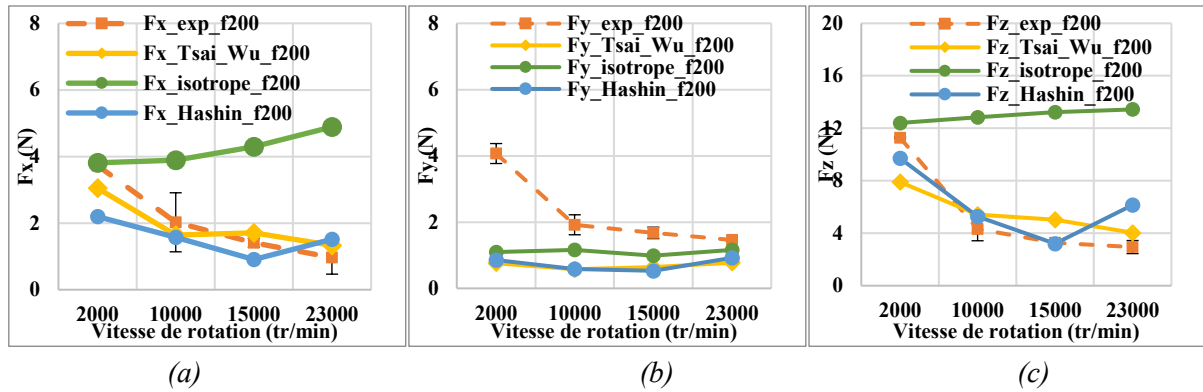


Figure IV. 24. Evolution des composants des efforts de coupe (F_x , F_y et F_z) pour les trois approches numériques à une vitesse d'avance $V_f=200$ mm/min : (a) F_x ;(b) F_y ;(c) F_z .

A première vue, l'effort F_y prédit par les trois simulations reste loin de la réalité expérimentale, un écart important est observé entre les résultats expérimentaux et numériques (Figure IV. 21 à 24-b). Ce désaccord entre le modèle numérique et l'expérience s'explique par la forte dépendance de l'effort du retour élastique des parois au niveau de la face de dépouille. Ainsi, lorsque l'élément atteint le seuil de rupture, il est supprimé. Cette suppression est accompagnée d'une perte de contact entre la matière et l'outil de coupe ce qui fait chuter les efforts de coupe, [197,237]. En effet, le retour élastique des parois non coupées entraîne une résistance suivant le sens opposé de la rotation de l'outil et engendre donc en réalité une augmentation de l'effort de coupe. Pour n'importe quelle condition de coupe, l'effort F_y reste constant et ne dépasse pas la valeur de 2N, (Figure IV. 21 à 24-b).

En observant l'évolution des composantes de l'effort de coupe en fonction de la vitesse d'avance V_f et la vitesse de rotation N , il est clair que le modèle isotrope élastoplastique montre un comportement opposé à celui connu pour les matériaux composites, avec une augmentation de l'effort de coupe avec la vitesse de rotation pour les quatre vitesses d'avance choisies. La déformation plastique attribuée à ce modèle est susceptible d'être la source de ce comportement, cette déformation retarde la suppression des éléments qui provoque une accumulation de la matière devant l'outil (Figure IV. 16-a et 17-a) et engendre une augmentation des efforts de coupe et une résistance surestimée de la matière. Cette surestimation des efforts de coupe est de plus en plus importante avec l'augmentation de la vitesse de rotation. La simulation avec le comportement élastoplastique isotrope n'est pas adaptée à l'opération d'usinage même si elle représente bien le comportement de la structure en compression hors plan, [190,238].

De son côté la simulation basée sur le comportement orthotrope avec le critère de rupture de Hashin présente une allure similaire à celle observée pour les résultats expérimentaux avec généralement une baisse des efforts de coupe quand la vitesse de rotation augmente. Les efforts de coupe calculés sont généralement inférieurs à ceux observés expérimentalement. Plus la vitesse d'avance V_f est importante plus cette sous-estimation est importante et peut atteindre 3 fois la valeur observée expérimentalement. Ce critère de rupture est plus efficace à faible vitesse d'avance ($V_f=200$ mm/min), Figure IV. 24. Ainsi, le critère de Hashin donne de bons résultats à très grande vitesse de rotation et s'améliorent davantage avec la baisse de la vitesse d'avance (cas de la fraction des micro-copeaux).

Dans le cas du critère de rupture de Tsai-Wu, on peut remarquer que certains efforts calculés par la simulation numérique semblent corrélés avec l'expérience sauf pour l'effort F_y . Ce critère montre une analogie avec celui de Hashin, avec une légère sous-estimation pour la grande vitesse de rotation 23000 tr/min et une sous-estimation pour les faibles vitesses de rotation. Cependant, il donne globalement une bonne estimation.

Les écarts moyens entre la simulation et les mesures expérimentales sont identifiés pour chaque simulation et pour chaque composante de l'effort de coupe. Pour l'effort d'avance F_x dans le cas de la simulation élastoplastique isotrope, la simulation avec le critère de Hashin et celle avec le critère de Tsai-Wu l'écart est respectivement de 91.5%, 36.3% et 16.4%. Pour l'effort tangentiel F_y , il est de 62.2%, 76.4% et 74.9% respectivement. Pour l'effort de compression F_z , les écarts moyens entre la simulation et les résultats expérimentaux obtenus sont 88.1% pour l'approche élastoplastique isotrope, 39.2 % pour le critère de Hashin et 18.3 % pour le critère de Tsai-Wu.

Les écarts obtenus en comparant les résultats expérimentaux et ceux de la simulation numérique, montrent que les trois simulations n'arrivent pas à reproduire l'évolution de l'effort tangentiel F_y . Ce dernier est déterminé avec un écart moyen supérieur à 60 % pour les trois simulations utilisées. Comme il a été dit précédemment, l'origine de cet écart a été expliquée par la majorité des auteurs comme étant dû, d'une part au retour élastique de la matière et d'autre part à l'hypothèse d'homogénéisation du comportement du composite.

Pour les autres composantes de l'effort de coupe, les deux critères de rupture (Hashin, Tsai-Wu) montrent une allure similaire à celle observée pour les résultats expérimentaux avec globalement une baisse d'effort avec l'augmentation de la vitesse de rotation.

En général, le critère de Tsai-Wu est celui qui donne une meilleure tendance par rapport aux autres simulations et surtout pour l'effort de compression F_z qui représente la composante de l'effort de coupe la plus importante.

II.3. Cas de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium

II.3.1. Mise en données de la simulation numérique

L'outil de coupe destiné à l'usinage du nid d'abeilles en aluminium est un outil combiné constitué de deux parties comme pour l'usinage du Nomex®, sauf que, le coteau circulaire contient des dents. Les propriétés géométriques de l'outil ont été présentées dans le premier chapitre (Réf Evatec Tools : NACNA 011 + NAFNA DENTURE). La partie supérieure est de diamètre 16 mm avec 10 hélices contenant des brises copeaux, le coteau circulaire est de diamètre 18.3 mm contenant 55 dents. Comme pour l'usinage du Nomex®, l'outil est modélisé comme un matériau rigide. Le maillage utilisé est de type R3D4, Figure IV. 25. La vitesse d'avance et la vitesse de rotation ont été appliquées au niveau du point de référence où les efforts de coupe sont calculés.

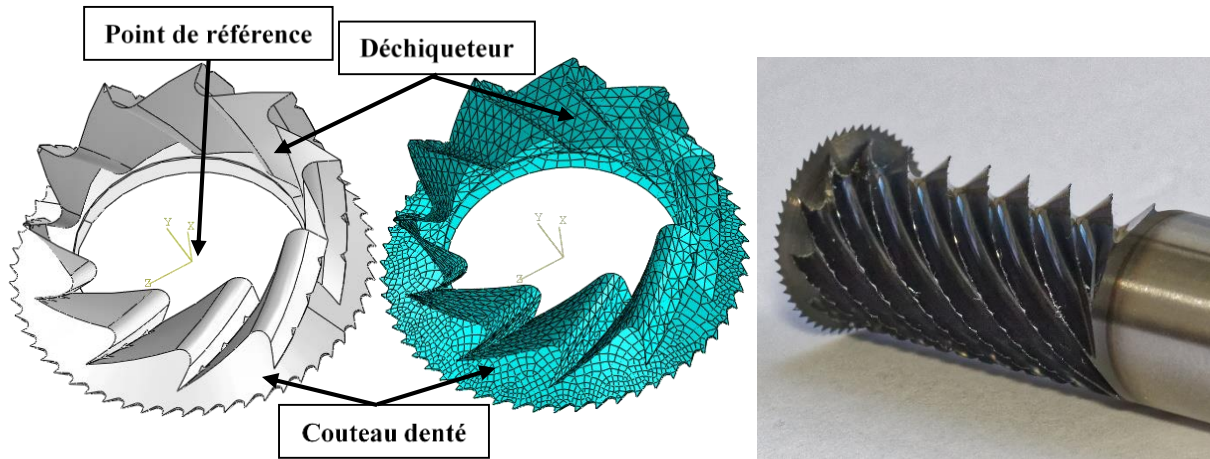


Figure IV. 25. Outil combiné à couteau denté.

La configuration géométrique du nid d'abeilles est similaire à celle modélisée pour le Nomex® avec une épaisseur de 18 mm pour la structure, une largeur de 25.62 mm et une longueur de 32 mm avec un total de 86 cellules, Figure IV. 26. On a choisi d'effectuer la modélisation numérique sur le nid d'abeilles en aluminium avec la densité de 49 kg/m^3 vu que sa géométrie alvéolaire est proche du nid d'abeilles Nomex® utilisé précédemment. Un emplacement de l'outil est aussi prévu dans la structure de nid d'abeilles en respectant sa géométrie avec une profondeur de coupe de 6 mm. La Figure IV. 27 résume les caractéristiques géométriques des cellules du nid d'abeilles en aluminium.

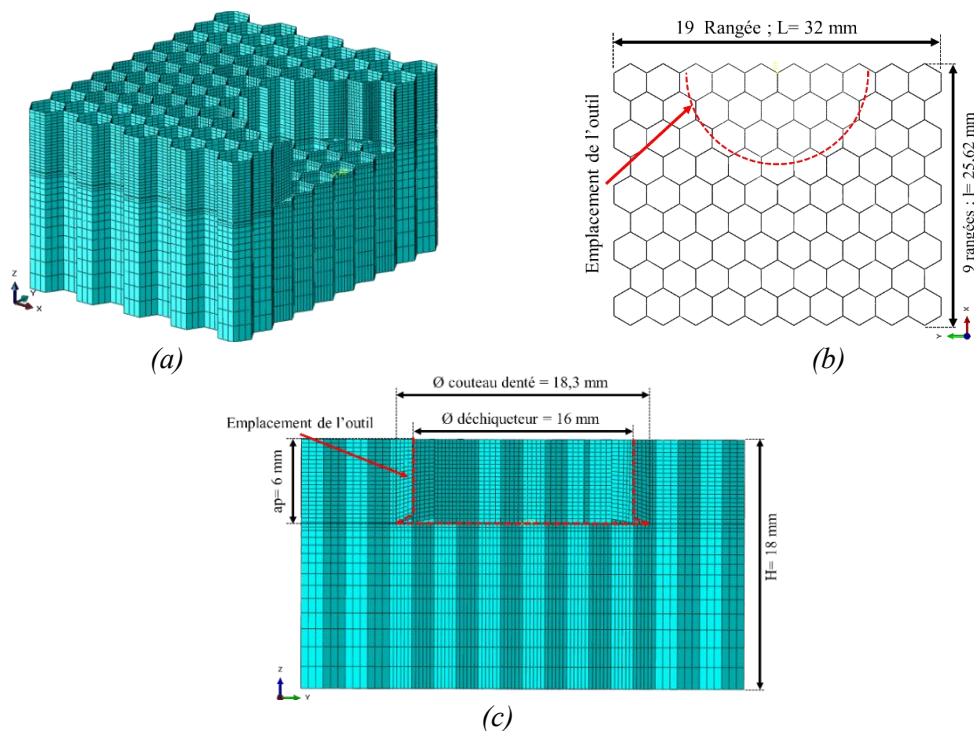


Figure IV. 26. (a) Maillage de la structure nid d'abeilles en aluminium ; (b) vue de dessus de la structure avec l'emplacement de l'outil ; (c) vue de face de la structure du nid d'abeilles avec l'emplacement de l'outil.

Toutes les cellules du nid d'abeilles en aluminium sont maillées à l'aide des éléments coques classiques à 4 nœuds avec 6 ddl/nœud (3 déplacements et 3 rotations) et une intégration réduite dans le plan milieu, ils incluent les effets de membrane, de flexion et de cisaillement transversal « S4R » (voir Figure IV. 26).

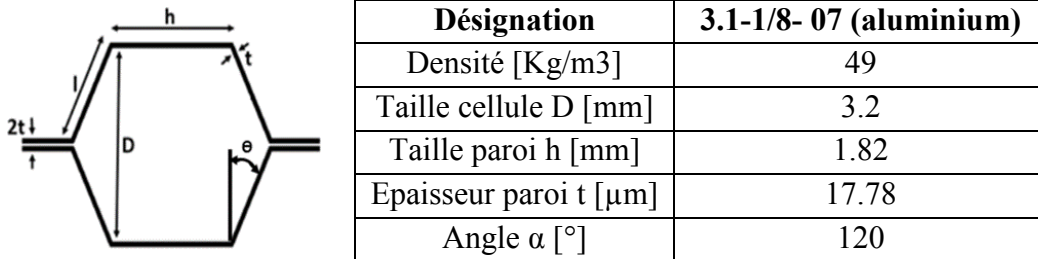


Figure IV. 27. Paramètres géométriques des cellules du nid d'abeilles en aluminium.

II.3.2. Loi de comportement

Le nid d'abeilles en aluminium est constitué de feuilles d'aluminiums, elles sont représentées comme des éléments coques lors de la simulation. Ces feuilles d'aluminium sont homogènes avec un comportement mécanique semblable à celui de l'aluminium. Généralement, l'aluminium est modélisé par une loi thermo-visco-plastique du type Johnson-Cook. Ce modèle se décompose en trois parties représentant l'effet de l'écrouissage, l'effet de la vitesse de déformation, et celui de l'adoucissement thermique. Il est représenté par l'équation suivante [79,239–241] :

$$\bar{\sigma} = \left[A + B\bar{\varepsilon}^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \quad (Eq. IV.25)$$

avec n le coefficient d'écrouissage, m la sensibilité de la contrainte à la température ou coefficient d'adoucissement thermique, $\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ la vitesse de déformation de référence, A , B et C sont des constantes du matériau, T_f la température de fusion et T_0 la température de référence souvent assimilée à la température ambiante.

Dans certains cas, la loi de Johnson Cook peut être utilisée sous sa forme réduite où l'un des deux termes représentant l'effet de la vitesse de déformation ou l'effet de la température est négligé. Cette loi est connue sous le nom de Johnson-Cook simplifiée, [242]. Dans notre cas d'étude, la loi de Johnson Cook simplifiée néglige l'adoucissement thermique, ainsi le modèle suggéré se décompose en deux parties représentant seulement l'effet de l'écrouissage et celui de la vitesse de déformation. Il est présenté par l'équation suivante :

$$\bar{\sigma} = \left[A + B\bar{\varepsilon}^n \right] \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0} \right) \right] \quad (Eq. IV.26)$$

L'utilisation de ce modèle simplifié est recommandée pour plusieurs raisons, la première est due à la difficulté rencontrée lors de l'identification des coefficients d'adoucissement thermique [242,243], la deuxième est liée à l'influence de la variation de la température sur le comportement mécanique du matériau : par exemple Camacho *et al.* [244] ont montré que le transfert de la chaleur est négligeable dans le cas des essais d'impact et de perforation des plaques d'aluminium d'épaisseur inférieure à 20 mm à grande vitesse (> 220 m/s). En

comparant la vitesse et la durée d'impact, le transfert de chaleur par conduction est un processus lent et l'élévation de température dans les zones plastiques est principalement adiabatique, [245]. De plus, pour l'aluminium, son comportement à 20 ° C et 100 ° C est très similaire [244–246]. En se basant sur ces études nous supposons donc que l'effet de l'augmentation de la température est négligeable dans la contrainte d'écoulement et de rupture. De plus, l'utilisation de la loi Johnson-Cook simplifiée permet une réduction importante du temps de calcul puisque ce modèle est 50% plus rapide que pour la loi complète de Johnson-Cook, [247]. Le modèle simplifié a été utilisé pour les parois du nid d'abeilles en aluminium par d'autres auteurs comme Kolopp *et al.* [248] qui ont modélisé l'essai d'impact par un projectile à une vitesse de 120-130 m/s, [248,249].

Dans notre cas d'étude, les parois du nid d'abeilles en aluminium ont été représentées par des éléments coques de très faibles épaisseurs (0.0254mm pour les parois simples et 0.05mm pour les parois doubles). La coupe de ces derniers se fait d'une façon particulière comme cela a été expliqué par Qiu *et al.* [88]. Les parois minces rentrent en contact ponctuel avec les dents de l'outil à chaque tour ce qui réduit la zone et le temps de contact entre la paroi et l'outil de coupe.

Associé à la loi de comportement Johnson-Cook simplifié, un modèle d'endommagement est aussi appliqué aux parois en aluminium, le critère de rupture est également celui de Johnson Cook représenté par l'équation suivante :

$$\varepsilon_f = \left[d_1 + d_2 \varepsilon^{\left(-d_3 \frac{p}{\sigma} \right)} \right] \left[1 + d_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \quad (Eq. IV.27)$$

avec d_1 , d_2 , d_3 et d_4 , les paramètres d'endommagement du modèle associés au matériau usiné.

Le tableau suivant résume les différentes propriétés mécaniques de l'aluminium attribuées aux parois du nid d'abeilles.

Propriétés	Matériau Al 5056	Coefficients du critère d'endommagement :	
Masse volumique (tonne/mm ³)	2.6800	d_1	0.13
Module d'élasticité, E (GPa)	73	d_2	0.13
Coefficient de Poisson, ν	0.33	d_3	-1.50
Limite d'élasticité, A (MPa)	265	d_4	0.011
Module d'écrouissage, B (MPa)	426		
Coefficient d'écrouissage, n	0.34		
Coefficient de dépendance à la vitesse d'écrouissage, C	0.015		

Tableau IV. 5. Propriétés de l'aluminium Al 5056 [79,248,250].

II.3.3. Résultats de la simulation de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium

II.3.3.1. Analyse des efforts de coupe

La simulation numérique permet d'obtenir les trois composantes de l'effort de coupe pour

chaque condition de coupe choisie. Pour une vitesse d'avance $V_f = 3000$ mm/min et une vitesse de rotation $N = 23000$ tr/min, la Figure IV. 28 montre l'évolution des composantes de l'effort de coupe en fonction du temps. Comme pour le Nomex®, la coupe d'une seule rangée de cellules est considérée pour représenter l'effort de coupe moyen pour chaque condition de coupe. En effet, pour la condition de coupe mentionnée précédemment, l'outil usine la totalité de cette rangée de cellules entre $t_1 = 0.02$ s et $t_2 = 0.12$ s ce qui représente un parcours d'outil de l'ordre de 5 mm. Au-delà de $t_2 = 0.12$ s, l'outil débute l'usinage de la rangée suivante. Les forces de coupe sont calculées à chaque incrément de temps pendant le déplacement de l'outil de coupe dans le nid d'abeilles.

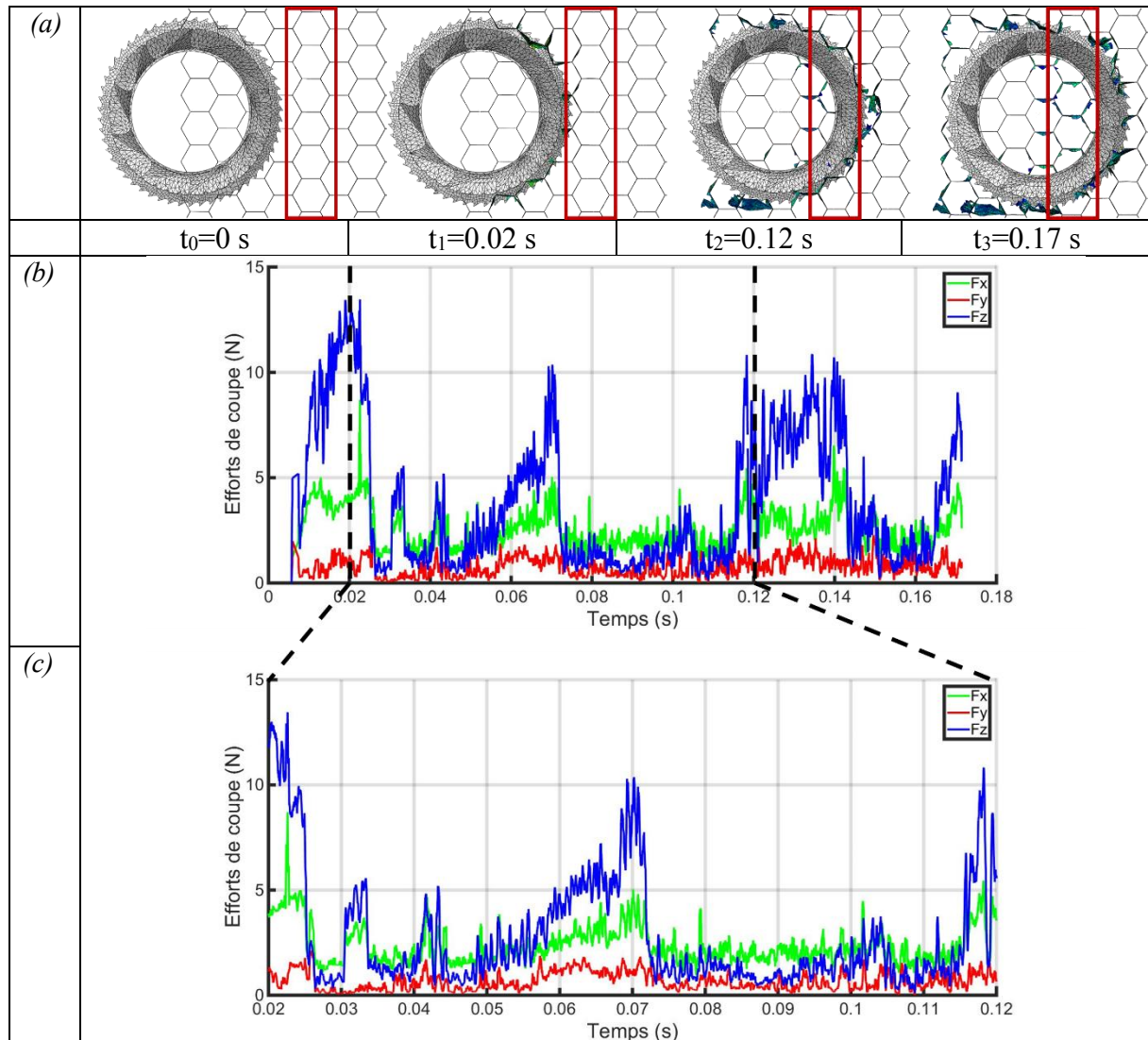


Figure IV. 28. Evolution des composantes d'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) obtenues par simulation avec la loi d'endommagement de Johnson-Cook u pour la condition de coupe $V_f = 3000$ mm/min et $N = 23000$ tr/min : (a) position de l'outil par rapport au nid d'abeilles ; (b) évolution des efforts en fonction du temps d'usinage ; (c) Zoom sur l'évolution des efforts pour une seule rangée de cellule.

II.3.3.2. Endommagement des parois en aluminium et mécanismes de formation de copeaux

La coupe du nid d'abeilles en aluminium se fait de la même manière que celle du Nomex®. La différence est liée au comportement intrinsèque associé aux parois de la structure.

L'autre différence est liée au couteau destiné à l'usinage du nid d'abeilles en aluminium qui dispose de plusieurs dents, contrairement à la coupe du Nomex® qui se fait par friction dans la première phase avec un couteau lisse. La coupe des parois est assurée par les dents du couteau circulaire. Le contact entre les dents de l'outil et les parois n'est pas permanent ; avec la rotation et l'avance de l'outil, la coupe des parois se fait par un processus d'impact entre les dents et les parois minces du nid d'abeilles, (Figure IV. 29). Une fois que l'élément sollicité par la dent atteint sa contrainte limite, il sera supprimé afin de libérer le passage à l'outil.

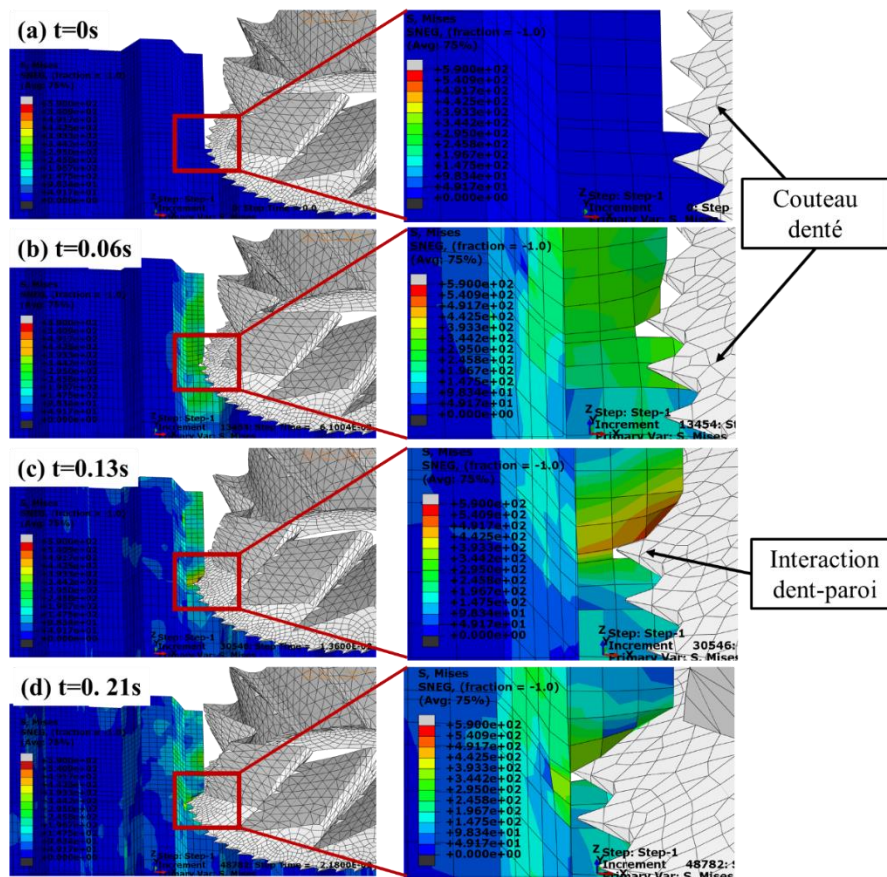


Figure IV. 29. Interaction couteau lisse-paroi pour $N=2000$ tr/min et $V_f=3000$ mm/min : (a) $t=0$ (b) $t=0.06s$; (c) $t=0.013s$ (d) $t=0.021s$.

Comme pour le Nomex®, la coupe du nid d'abeilles en aluminium se fait en plusieurs étapes. Les Figures IV. 30 et 31 montrent les différentes phases de coupe pour une vitesse d'avance de 3000 mm/min et deux différentes vitesses de rotation $N= 23000$ tr/min et $N= 2000$ tr/min. La première phase consiste à découper les parois du nid d'abeilles par le couteau denté (Figure IV. 30 et 31-a et b). Ces parois restent attachées à la structure et frottent sur la surface supérieure du couteau jusqu'à atteindre la partie supérieure de l'outil (Figure IV. 30 et 31-c). La phase finale est assurée par la partie supérieure de l'outil qui va déchiqueter et refouler ces parois afin de générer les copeaux (Figure IV. 30 et 31-e). Comme pour l'usinage du Nomex®, la taille et la morphologie des copeaux dépendent des conditions de coupe. Plus la vitesse de rotation est faible et la vitesse d'avance est élevée plus la taille du copeau est importante. Un copeau constitué d'une paroi complète est observé par exemple pour une vitesse de rotation $N= 2000$ tr/min et une vitesse d'avance de 3000 mm/min.

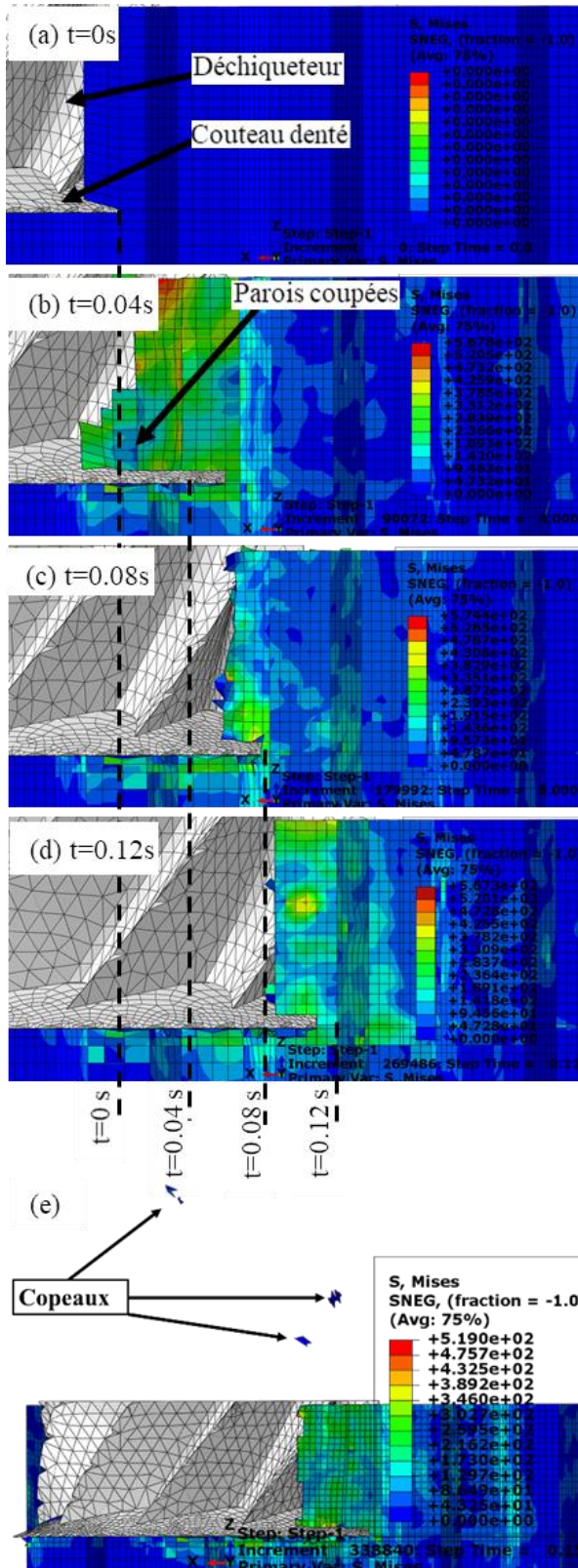


Figure IV. 30. Les phases de formation du copeau lors de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium pour $V_f=3000$ mm/min et $N=23000$ tr/min : (a) $t=0s$; (b) $t=0.04s$; (c) $t=0.08s$; (d) $t=0.12s$; (e) formation et évacuation des copeaux.

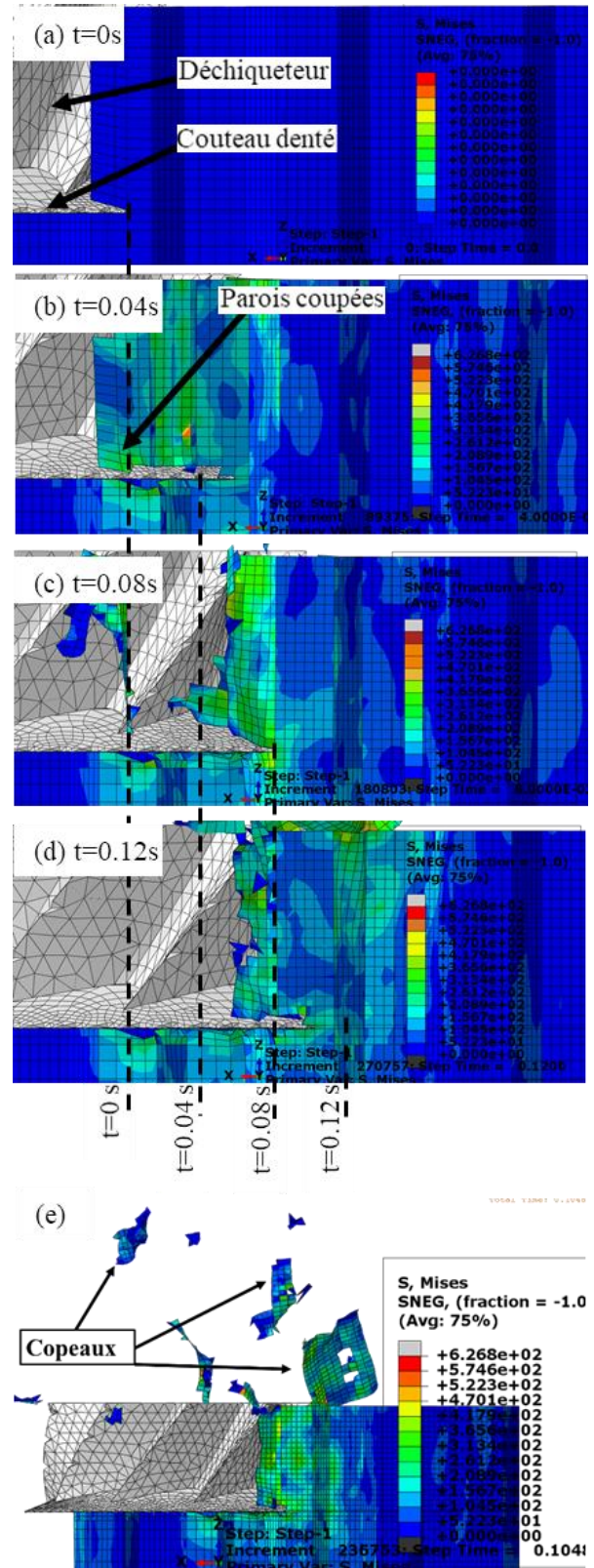


Figure IV. 31. Les phases de formation du copeau lors de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium pour $V_f=3000$ mm/min et $N=2000$ tr/min : (a) $t=0s$; (b) $t=0.04s$; (c) $t=0.08s$; (d) $t=0.12s$; (e) formation et évacuation des copeaux.

Au fur et à mesure de l'avancement de l'outil, les parois découpées frottent sur la surface supérieure du copeau jusqu'à atteindre le déchetueur. Cette phase favorise l'accumulation des parois devant la partie supérieure de l'outil qui a pour rôle de les refouler et de générer le copeau. Comme pour le Nomex®, cette accumulation de matière a une influence, d'une part sur les efforts de coupe en induisant des variations et l'apparition de pics plus au moins importants et d'autre part sur la forme de copeau généré. Contrairement à l'usinage du Nomex®, l'accumulation des parois devant le déchetueur est souvent présente dans le cas de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium. Mais cette accumulation est moins importante pour les grandes vitesses de rotation et les faibles vitesses d'avance. La Figure IV. 32 montre l'accumulation de la matière devant l'outil pour différents couples de conditions de coupe. La condition $V_f=3000$ mm/min et $N=2000$ tr/min montre la plus grande accumulation de matière devant le déchetueur, qui va diminuer en augmentant la vitesse de rotation ou en diminuant la vitesse d'avance. Contrairement au comportement fragile attribué au Nomex®, le comportement élastoplastique assuré par la loi de Johnson-Cook fait que cette accumulation persiste à cause de la déformation plastique des parois avant d'atteindre la rupture.

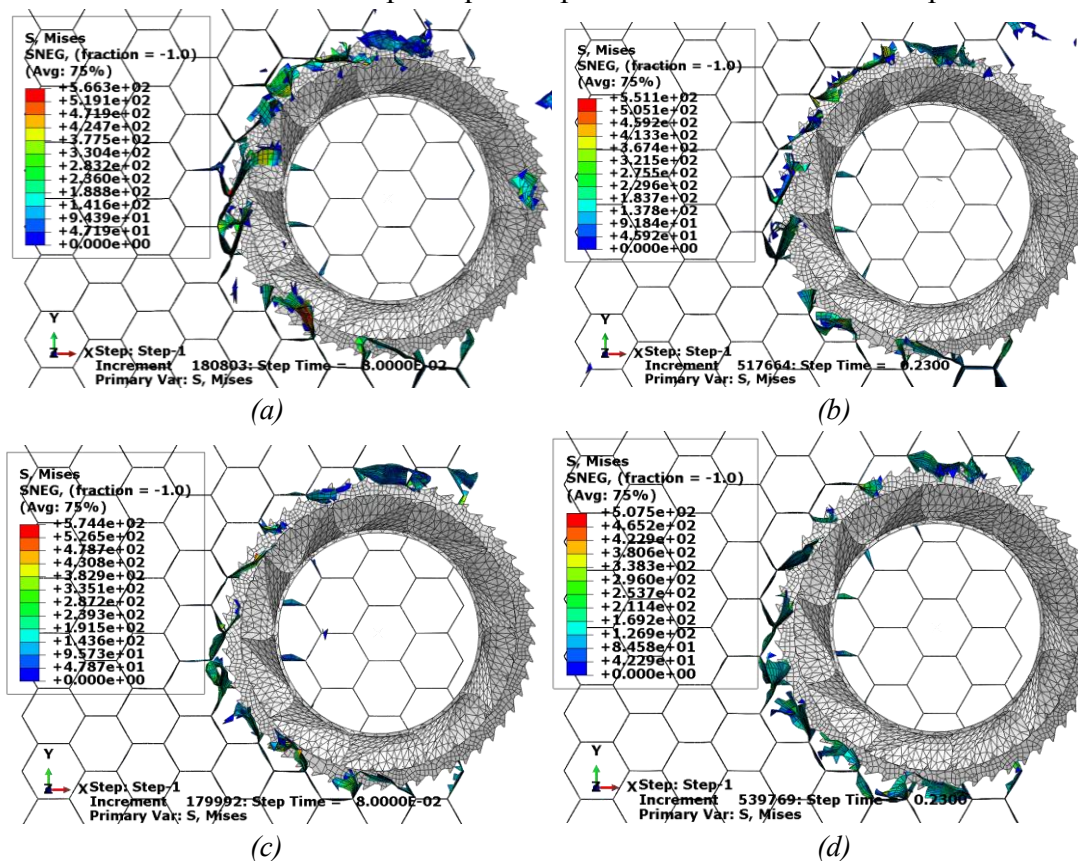


Figure IV. 32. Accumulation des parois devant l'outil : (a) $V_f=3000$ mm/min et $N=2000$ tr/min ; (b) $V_f=1000$ mm/min et $N=2000$ tr/min ; (c) $V_f=3000$ mm/min et $N=23000$ tr/min ; (d) $V_f=1000$ mm/min et $N=23000$ tr/min.

Ce comportement élastoplastique engendre aussi le phénomène de pliage des parois. La Figure IV. 33 montre une comparaison de ce phénomène entre un essai d'usinage expérimental et une simulation numérique. Généralement l'opération de rainurage fait apparaître des défauts d'usinage de part et d'autre des deux surfaces de dressage comme les bavures supérieures en opposition ou en avalant et les bavures de sortie latérale en opposition ou en avalant. Pour

le nid d'abeilles en aluminium, sur ses surfaces de dressage un pliage des parois est souvent observé dans le sens de la rotation de l'outil. Ce défaut existe seulement pour l'usinage des nids d'abeilles en aluminium (Figure IV. 33-a) et est inexistant dans le cas de l'usinage du Nomex® (Figure IV. 33-b) du fait de la ductilité de l'aluminium et sa capacité à se déformer plastiquement. Ce phénomène de pliage est reproduit dans les simulations numériques effectuées pour toutes les conditions utilisées, il est essentiellement causé par le comportement ductile des parois d'aluminium et par les caractéristiques géométriques du nid d'abeilles et sa forme alvéolaire.

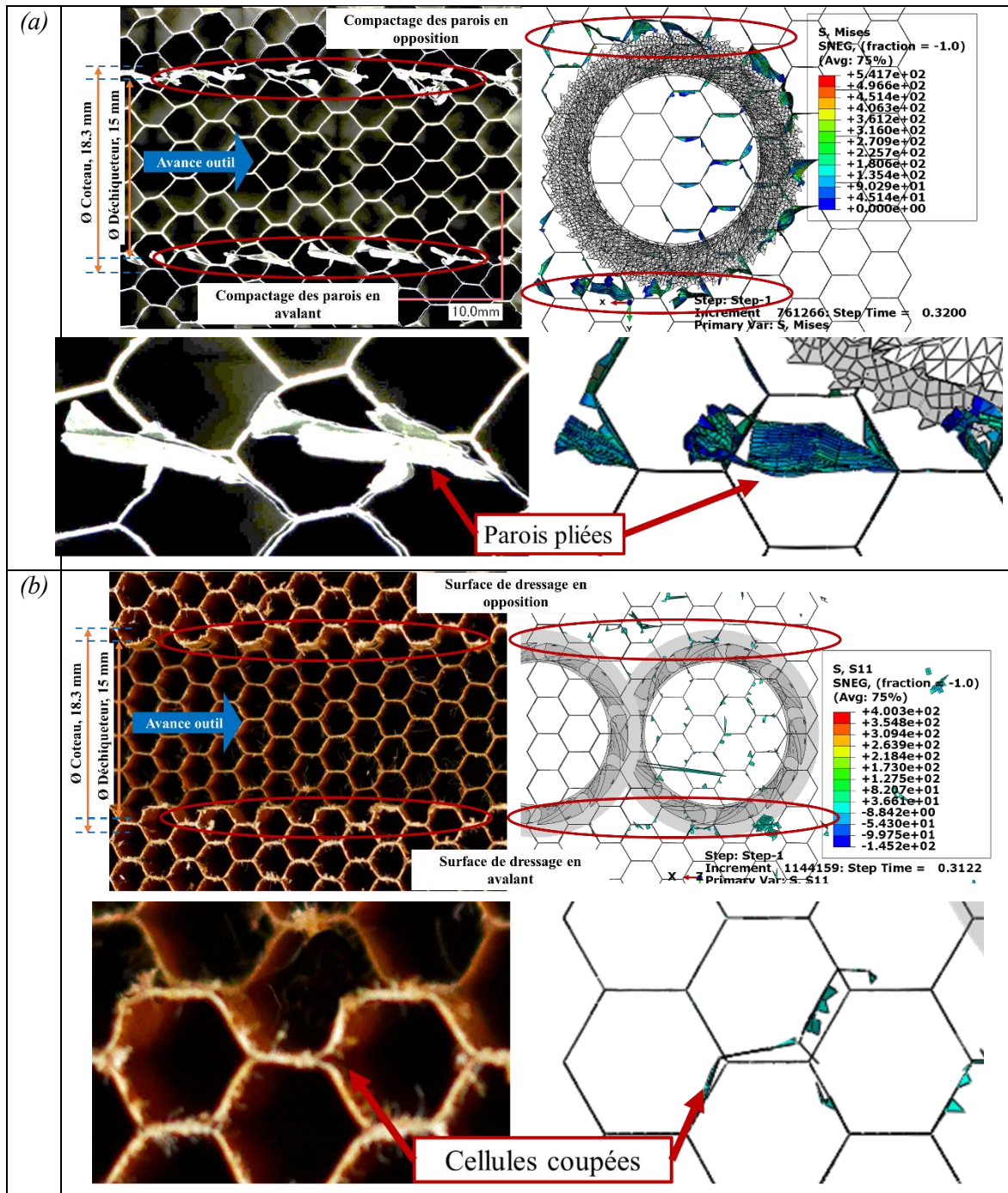


Figure IV. 33. Pliage des parois de part et d'autre de la rainure usinée pour le nid d'abeilles : (a) aluminium ; (b) Nomex®.

II.3.3.3. Comparaison et validation de la simulation numérique

Une comparaison entre les efforts de coupe numériques et expérimentaux est effectuée dans ce paragraphe. Les mêmes essais expérimentaux d'usinage que ceux présentés dans le chapitre précédent ont été effectués. Les conditions de coupe testées sont : la vitesse d'avance $V_f=200, 1000, 1500$ et 3000 mm/min, la vitesse de rotation égale à $2000, 10000, 15000$ et 23000 tr/min avec une profondeur de passe équivalente à celle utilisée pour la simulation numérique $a_p=6$ mm.

La Figure IV. 34 montre l'évolution des composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) calculés par la simulation durant l'usinage d'une seule rangée de cellules de nid d'abeilles pour la condition $V_f=1000$ mm/min et $N=15000$ tr/min. Dans notre cas on néglige la première phase de pénétration de l'outil de la matière. Les efforts expérimentaux montrent des variations plus ou moins importantes dues à la géométrie des cellules et aux vibrations des parois minces. Comme pour l'usinage du Nomex®, les signaux des composantes de l'effort montrent deux pics, le premier au début du signal et le second à la fin. Ces deux pics correspondent au contact de l'outil avec les jonctions à l'entrée et à la sortie de la rangée usinée. Un troisième pic d'effort est observé à la moitié de la distance parcourue par l'outil, où l'outil coupe des parois simples qui sont moins résistantes que les parois doubles et les jonctions. L'augmentation importante de l'effort de coupe est due à l'accumulation des parois devant la partie supérieure de l'outil de coupe, cette accumulation est présente pour les nids d'abeilles en aluminium à cause des propriétés élasto-plastiques des parois. Les différentes phases d'évolution des efforts de coupe sont reproduites par la simulation numérique. La Figure IV. 34 représente l'évolution dans le temps des efforts de coupe, le niveau d'effort reste inférieur à celui observé lors de l'usinage expérimental de la matière. Cette sous-estimation est surtout observée pour l'effort d'avance F_x .

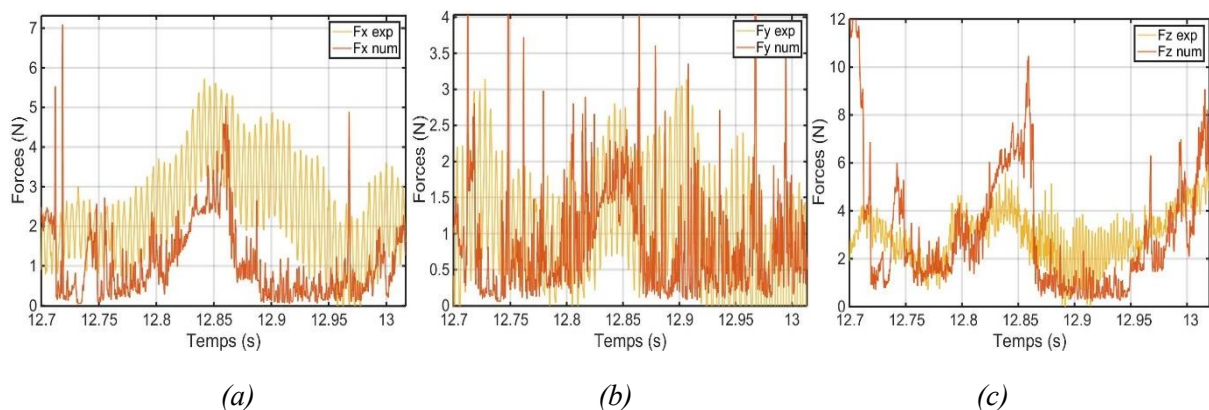


Figure IV. 34. Evolution des composantes de l'effort de coupe obtenues pour $V_f=1000$ mm/min et $N=15000$ tr/min : (a) F_x ; (b) F_y ; (c) F_z .

L'étude expérimentale a montré que l'usinage de ce type de matériau se caractérise par une baisse des composantes de l'effort de coupe en fonction de la vitesse de rotation et une augmentation de la vitesse d'avance, (Figure IV. 35). Contrairement à l'usinage du Nomex®, l'effort d'avance F_x est l'effort dominant lors de la coupe du nid d'abeilles en aluminium. Par contre, l'effort de compression F_z représente des valeurs importantes par rapport à l'effort F_y .

La valeur moyenne de chaque composante de l'effort de coupe est déterminée et comparée à celle prédite par la simulation numérique.

Les résultats obtenus par la simulation numérique suivent généralement l'allure expérimentale des composantes de l'effort de coupe. Ces dernières diminuent avec la vitesse de rotation et augmentent avec la vitesse d'avance. Le modèle mis en place sous-estime l'effort d'avance F_x avec un écart moyen entre les résultats prédits et ceux de l'expérience de l'ordre de 28% (Figure IV. 35). Un écart plus faible est obtenu pour la vitesse d'avance $V_f= 3000$ mm/min (Figure IV. 35-c) qui est de 13.8%. L'effort de compression F_z montre un écart moyen de l'ordre de 25.6% (Figure IV. 37). Cet écart est aussi inférieur à la moyenne pour $V_f= 3000$ mm/min (Figure IV. 37-c) qui est de 20%. L'écart moyen le plus important est mentionné pour l'effort F_y avec une valeur de l'ordre de 38% (Figure IV. 36). De même pour la vitesse d'avance $V_f= 3000$ mm/min, l'écart observé entre l'expérience et la simulation est inférieur à l'écart moyen et il est de 15%. En effet, une meilleure prédiction est observée pour une grande vitesse d'avance ($V_f= 3000$ mm/min).

La modélisation numérique représente globalement une bonne prédiction des efforts de coupe. La meilleure prédiction est observée pour la plus grande vitesse d'avance, et la plus grande vitesse de rotation. Ceci est en relation avec le comportement mécanique du matériau représenté par la loi de Johnson-Cook simplifiée et l'effet de la vitesse de déformation sur le comportement du matériau. L'influence de la température sur le comportement du matériau est négligée dans cette loi, malgré cette hypothèse forte, les efforts obtenus sous-estiment globalement les composantes des efforts de coupe. La petite surface de contact entre l'outil et les parois de nid d'abeilles ainsi que la géométrie alvéolaire qui permet une meilleure évacuation de la chaleur expliquent le peu d'influence de l'adoucissement thermique sur le comportement du matériau. Ceci est confirmé par les essais d'usinage sur les nids d'abeilles qui montrent que la température de coupe générée est assez faible.

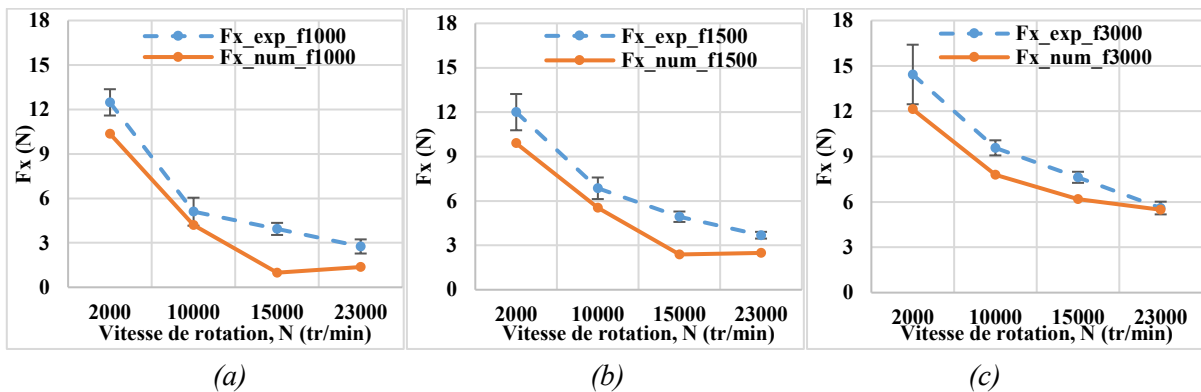


Figure IV. 35. Comparaison entre les résultats de la simulation numérique et les résultats expérimentaux pour les efforts d'avance F_x et différentes vitesses d'avance : (a) $V_f= 1000$ mm/min ; (b) $V_f= 1500$ mm/min ; (c) $V_f= 3000$ mm/min.

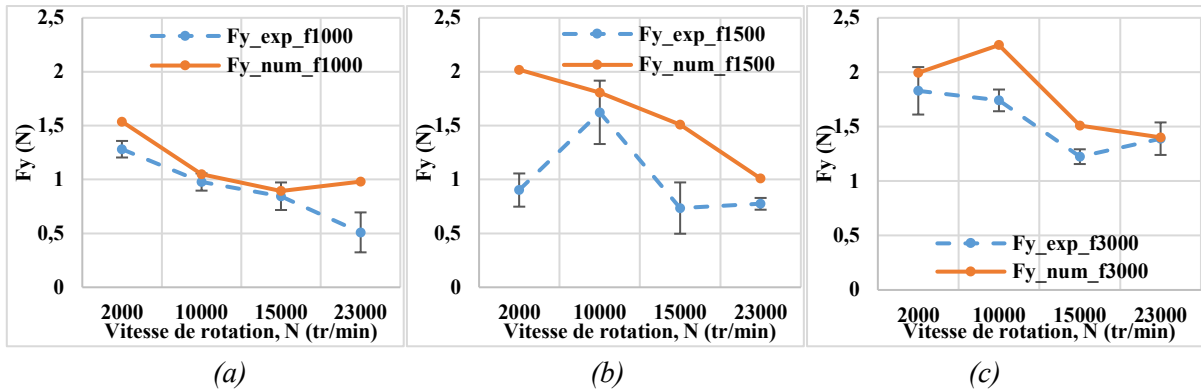


Figure IV. 36. Comparaison entre les résultats de la simulation numérique et les résultats expérimentaux pour les efforts normaux F_y et différentes vitesses d'avance : (a) $V_f = 1000$ mm/min ; (b) $V_f = 1500$ mm/min ; (c) $V_f = 3000$ mm/min.

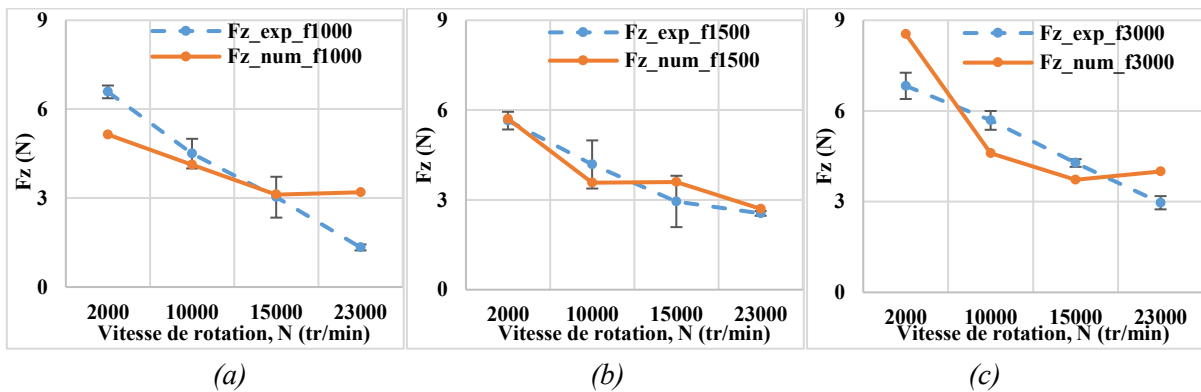


Figure IV. 37. Comparaison entre les résultats de la simulation numérique et les résultats expérimentaux pour les efforts de compression F_z et différentes vitesses d'avance : (a) $V_f = 1000$ mm/min ; (b) $V_f = 1500$ mm/min ; (c) $V_f = 3000$ mm/min.

L'usinage du nid d'abeilles en aluminium se caractérise par deux défauts de qualité de surface : la formation des bavures et la déformation plastique des cellules alvéolaires. La qualité de la surface usinée est d'une importance primordiale pour l'utilisation de ces structures en matériaux sandwichs. La Figure IV. 38 montre une comparaison entre la surface usinée issue des essais expérimentaux et la surface usinée obtenue numériquement. La modélisation numérique montre la présence de deux défauts d'usinage qui sont le pliage des parois des cellules à l'origine des bavures et la déformation plastique des cellules. Les bavures représentées par un excès de matière sur les parois des cellules sont impossibles à observer par le modèle numérique vu que celles-ci sont modélisées par des éléments coques S4R sans épaisseur. Par contre, la bavure engendrée par le pliage des parois est observée grâce à la modélisation et la prise en compte de la déformation plastique des cellules usinées. En comparant les résultats obtenus, on note qu'en augmentant la vitesse de rotation de 2000 tr/min à 23000 tr/min, la qualité de la surface usinée s'améliore. D'autre part, la diminution de la vitesse d'avance de 3000 mm/min à 1500 mm/min montre une détérioration de la qualité de surface avec l'accentuation du pliage et la déformation plastique des parois, (Figure IV. 38-c). L'effet de l'avance par dent f_z ($\mu\text{m}/\text{dent}$) a aussi une influence sur la qualité de la surface usinée, en s'approchant de la valeur optimale ($1.82 \mu\text{m}/\text{dent}$) la qualité s'améliore et en s'éloignant de cette dernière la qualité commence à se détériorer.

Qiu *et al.* [88] ont remarqué que la qualité de la surface usinée s'améliore en diminuant la vitesse d'avance avec la diminution de la bavure, mais ils approuvent que la vitesse de rotation ait un effet moins important sur la coupe du nid d'abeilles en aluminium. Ceci est dû à l'étroite gamme de vitesses choisies (6000, 8000, 10,000 tr/min) qui explique la faible influence de ce paramètre sur la coupe de nid d'abeilles aluminium. Dans notre cas d'étude, le couple de paramètres de coupe : vitesse de rotation et vitesse d'avance a une importance capitale vu que la vitesse d'avance par dent est en relation direct avec ces deux paramètres.

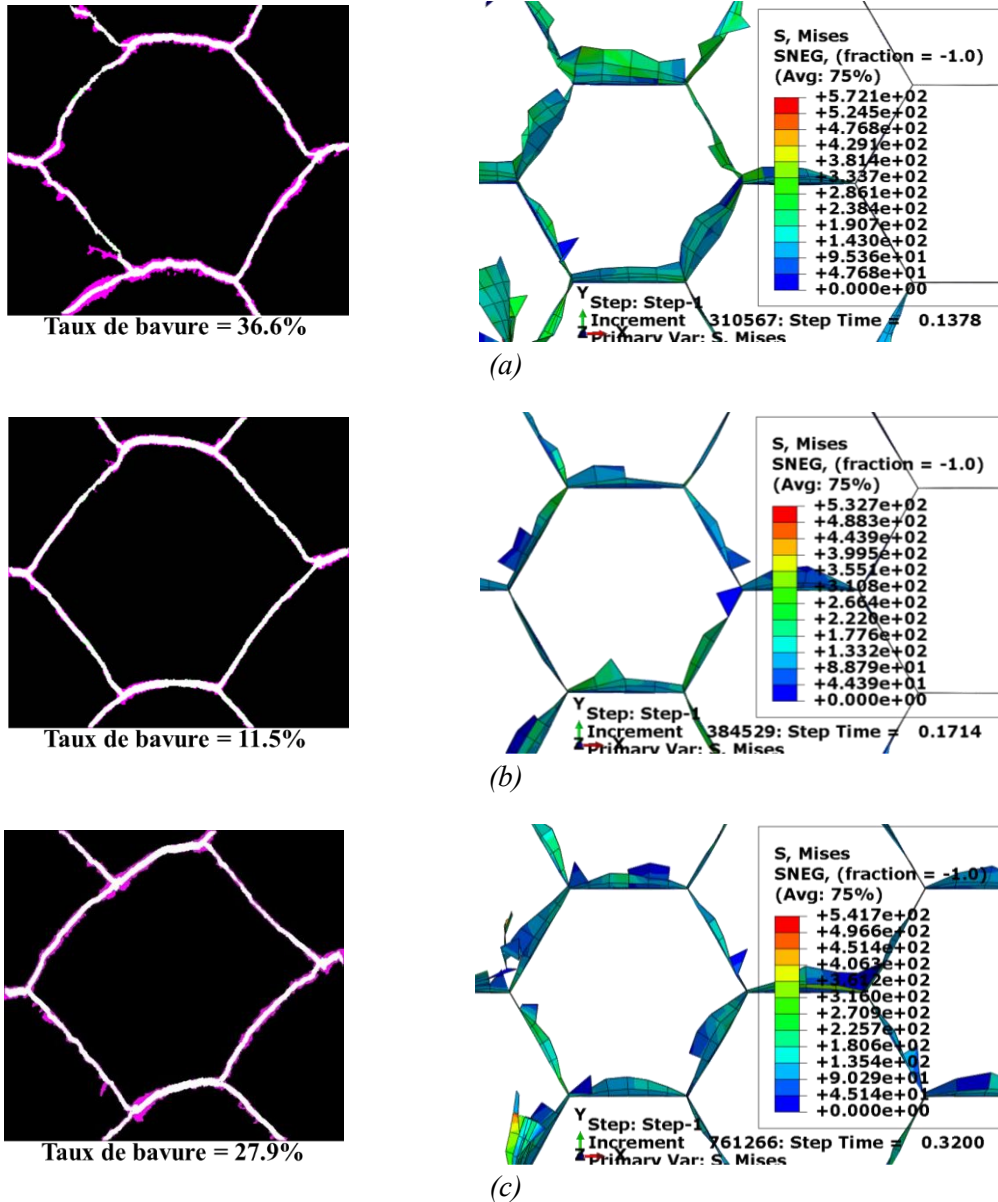


Figure IV. 38. Comparaison entre la qualité de surface obtenue lors de l'usinage du nid d'abeilles en aluminium et la qualité de surface issue de la simulation numérique, les conditions de coupe sont : (a) $V_f=3000$ mm/min et $N= 2000$ tr/min ; (b) $V_f=3000$ mm/min et $N=23000$ tr/min ; (c) $V_f=1500$ mm/min et $N= 23000$ tr/min.

III. Conception d'une nouvelle géométrie d'outil

La modélisation numérique proposée pour l'usinage des matériaux en nid d'abeilles a été validée expérimentalement pour le Nomex® et l'aluminium. Avec notre partenaire industriel Evatec Tools et grâce à cette modélisation, nous avons réalisé une étude paramétrique qui a permis d'envisager plusieurs pistes d'amélioration de la géométrie des outils de fraisage. Ainsi, après plusieurs simulations, une nouvelle géométrie d'outil a été créée et puis testée expérimentalement. On s'est intéressé dans un premier temps à l'usinage du matériau Nomex®. L'outil réalisé est toujours composé de deux parties, un couteau lisse et un déchiqueteur. Les valeurs des diamètres de départ retenus pour ces deux composants étaient de 18.3 mm et 16 mm respectivement. Ces valeurs ont été choisies en se basant sur le savoir-faire et l'expérience de l'entreprise Evatec Tools pour cette gamme d'outils de coupe.

Dans un premier temps, on a vérifié par la simulation numérique l'importance du couteau dans la découpe des parois du nid d'abeilles avant qu'elles soient évacuées au niveau du déchiqueteur et transformées en copeaux. En fait, l'outil combiné (couteau + déchiqueteur) génère une qualité de surface usinée meilleure que celle obtenue par des outils monobloc (sans couteau). Cependant, la différence de diamètre entre le couteau et la partie supérieure de l'outil (qui est habituellement de 2.3mm pour les outils d'Evatec Tools) engendre dans certains cas une accumulation de la matière devant le déchiqueteur et des efforts plus élevés sont alors générés. Pour pallier ce problème, la conception du couteau a été revue et son diamètre modifié afin de réduire l'écart entre les deux composants de l'outil et ainsi améliorer l'évacuation des copeaux devant le déchiqueteur, voir Figure IV. 39. Un nouveau couteau a donc été conçu avec un diamètre de 16.2 mm, ce qui a fait réduire l'écart entre le couteau et le déchiqueteur de 0.2mm. Cet écart est nécessaire et doit être maintenu afin d'assurer le rôle du couteau qui consiste à couper préalablement les parois du nid d'abeilles avant leur arrivée au niveau du déchiqueteur.

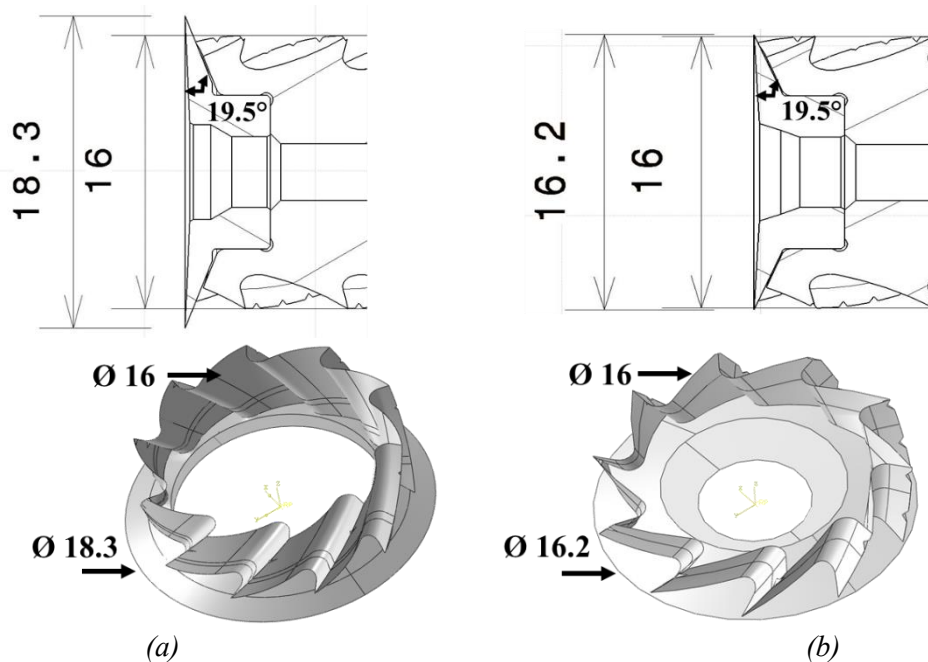


Figure IV. 39. Géométries des outils de coupe : (a) Ancienne géométrie d'outil ; (b) nouvelle géométrie d'outil conçue à partir de la simulation numérique.

Plusieurs essais numériques ont été ensuite effectués avec la nouvelle géométrie en conservant les propriétés mécaniques et géométriques de la structure nid d'abeilles Nomex®. Les conditions de coupe identifiées comme étant défavorables lors de la phase expérimentale ont été choisies pour la simulation. Par exemple la vitesse d'avance de $V_f=3000$ mm/min a été retenue car c'est celle qui a donné les efforts de coupe expérimentaux les plus importants et la qualité de surface la plus mauvaise. Pour compléter les conditions de simulation d'usinage, trois autres vitesses de rotation ont été considérées $N=2000$ tr/min, 15000 tr/min et 23000 tr/min, et une profondeur de passe fixe $ap=2$ mm. La Figure IV.40 montre la comparaison entre les trois composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) prédites pour les deux outils de coupe (avec la géométrie initiale et la nouvelle géométrie).

Comme cela a été précisé précédemment, le modèle numérique n'arrive pas à reproduire l'effort F_y à cause de la suppression des éléments endommagés et la perte de contact avec l'outil. On peut également déduire de ces résultats qu'une diminution importante est observée pour l'effort d'avance F_x avec un écart de l'ordre de 60% à 70% à l'avantage de l'outil avec la nouvelle géométrie (couteau de diamètre 16.2mm). L'effort de compression F_z a également baissé en diminuant le diamètre du couteau lisse. Cette baisse est plus marquée pour les faibles vitesses de rotation qui est de 36% pour la vitesse $N=23000$ tr/min, 38% pour $N=15000$ tr/min et 46% pour $N=2000$ tr/min, voir Figure IV. 40-c.

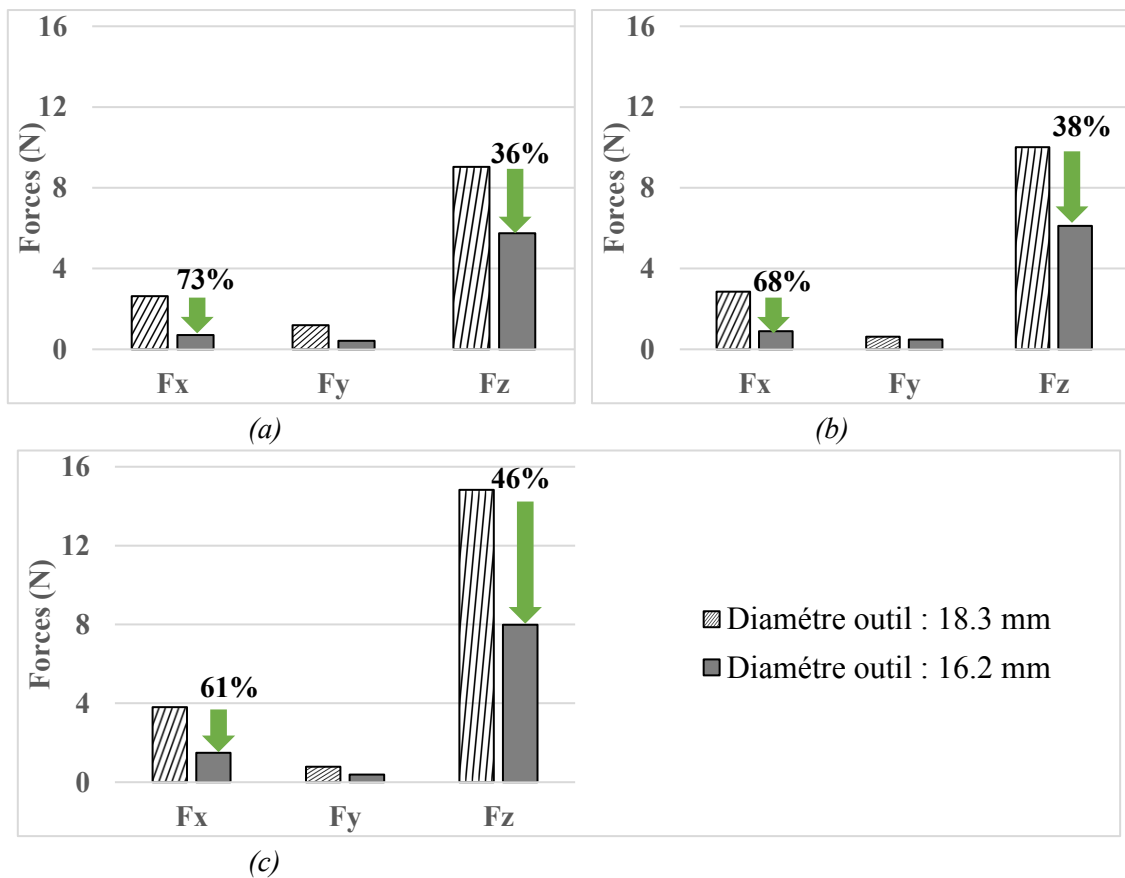


Figure IV. 40. Comparaison entre les composantes de l'effort de coupe (F_x , F_y et F_z) pour les deux géométries d'outil (initiale et nouvelle) pour les conditions de coupe suivantes : (a) $V_f=3000$ mm/min et $N=23000$ tr/min ; (b) $V_f=3000$ mm/min et $N=15000$ tr/min ; (c) $V_f=1500$ mm/min et $N=2000$ tr/min.

Cette amélioration de l'effort de coupe est associée au phénomène d'accumulation des parois sur la surface supérieure du couteau devant le déchiqueteur. Il a été noté dans la section II de ce chapitre que l'accumulation de la matière est plus prononcée pour les faibles vitesses de rotation d'outil et les grandes vitesses d'avance. La Figure IV.41-a montre la présence remarquable de ce phénomène pour l'outil avec la géométrie initiale sous la condition $V_f=3000$ mm/min et $N=2000$ tr/min. Ceci revient à l'incapacité du déchiqueteur à former les copeaux pour des vitesses de rotation faibles, ainsi, les parois coupées par le couteau sont repoussées en arrière et s'accumulent devant le déchiqueteur. Pour la nouvelle géométrie, ce phénomène d'accumulation a complètement disparu pour les mêmes conditions de coupe ($V_f=3000$ mm/min et $N=2000$ tr/min), voir Figure IV. 41-b. La disparition de ce phénomène est liée au faible écart (0.2mm) entre les deux composants de l'outil. En effet, les parois coupées par le couteau atteignent plus rapidement le déchiqueteur, ce qui facilite l'évacuation des copeaux avec la nouvelle géométrie. L'accumulation des parois causée par un écart important entre le couteau de l'ancienne géométrie (18,3mm) et le déchiqueteur présente un obstacle et empêche l'outil d'avancer plus facilement dans la matière et augmente ainsi l'effort d'avance F_x et l'effort de compression F_z . La réduction de l'écart entre le couteau et le déchiqueteur est donc un élément important pour l'optimisation des efforts de coupe.

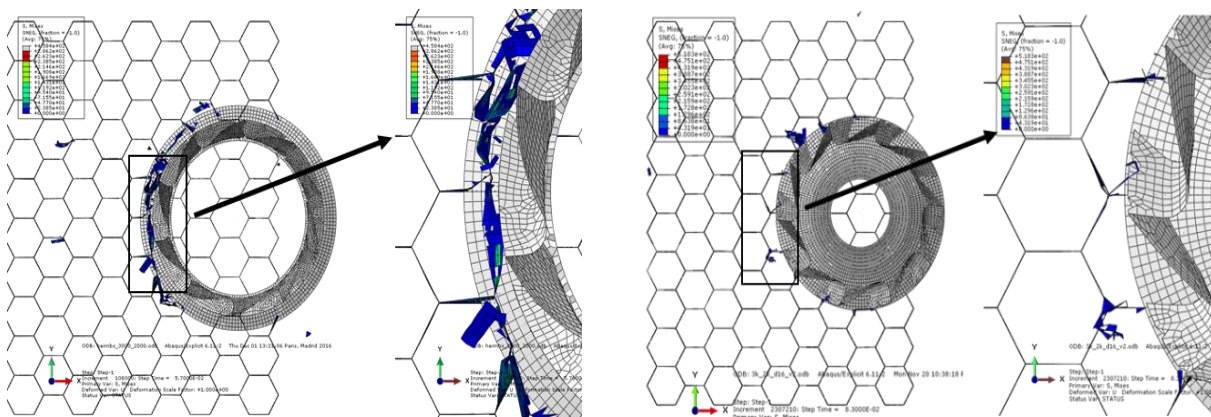


Figure IV. 41. Accumulation de la matière sur le couteau et devant la fraise $V_f=3000$ min/min et $N=2000$ tr/min : (a) D18.3 (b) D16.2

Un prototype a été réalisé par la société Evatec Tools selon les préconisations de la simulation numérique détaillées plus haut. Des essais supplémentaires ont été mis en place avec la nouvelle géométrie et le nid d'abeilles Nomex. La Figure IV. 42 montre une comparaison entre les efforts obtenus expérimentalement et ceux prédits par la simulation. Les résultats confirment la performance du nouvel outil et montrent la pertinence du modèle numérique. Un écart entre les résultats expérimentaux et numériques existe mais reste acceptable. Comme prévu, l'effort dominant obtenu est l'effort de compression F_z et les 3 composantes d'efforts augmentent quand la vitesse de rotation diminue.

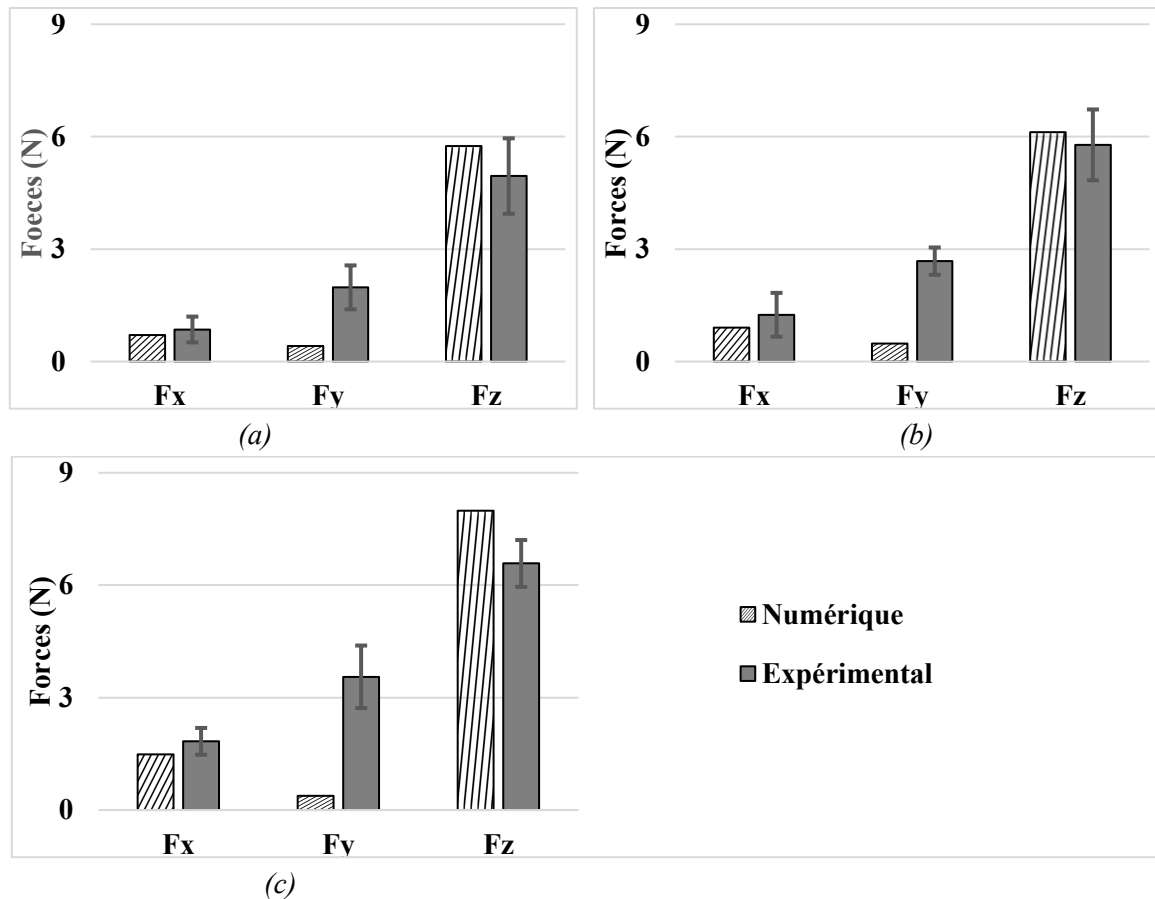


Figure IV. 42. Comparaison entre les composants de l'effort de coupe (f_x , f_y et f_z) obtenus expérimentalement et numérique pour le prototype d'outil pour : (a) $V_f=3000$ mm/min et $N= 23000$ tr/min ; (b) $V_f=3000$ mm/min et $N=15000$ tr/min ; (c) $V_f=1500$ mm/min et $N= 2000$ tr/min.

La qualité des surfaces usinées est aussi influencée par la performance des outils de coupe. La qualité obtenue par l'usinage avec le nouvel outil a été analysée. Les cellules usinées ont été numérisées afin de déterminer le défaut de planéité généré par chacun des outils (avec l'ancienne et la nouvelle géométrie). La Figure IV. 43 montre une comparaison entre deux qualités de surface usinées par les deux outils avec une vitesse d'avance $V_f= 3000$ et une vitesse de rotation $N= 23000$ tr/min. Les Figure IV. 43-a et b présentent le résultat de mesures de la planéité de la surface usinée après traitement avec le logiciel Matlab, la numérisation 2D de celle-ci et l'image obtenue par microscopie optique d'une cellule usinée avec chacun des outils de coupe. L'outil avec le couteau de diamètre 16.2 montre clairement une amélioration de la qualité de surface, le défaut de planéité est de l'ordre de $615 \mu\text{m}$ pour cet outil alors qu'il est de $1000 \mu\text{m}$ pour l'outil à couteau de diamètre 18.3mm. Moins de fibres non coupées sont observées pour la nouvelle géométrie. De même pour la condition : $V_f= 3000$ mm/min et $N= 2000$ tr/min de la Figure. IV. 44, la qualité de la surface usinée est meilleure pour le couteau à 16.2 mm (avec une planéité= $436 \mu\text{m}$) par rapport à l'ancien couteau (planéité= $615 \mu\text{m}$). Malgré ces améliorations, la qualité de la surface usinée reste insuffisante pour satisfaire toutes les conditions d'usinage. D'autres essais permettront d'élargir l'étude et valider définitivement cette nouvelle géométrie avant sa commercialisation. Néanmoins, l'approche de modélisation proposée à notre partenaire industriel lui permettra de converger plus rapidement vers une solution optimale. C'est l'objectif qui a été fixé au début de cette thèse.

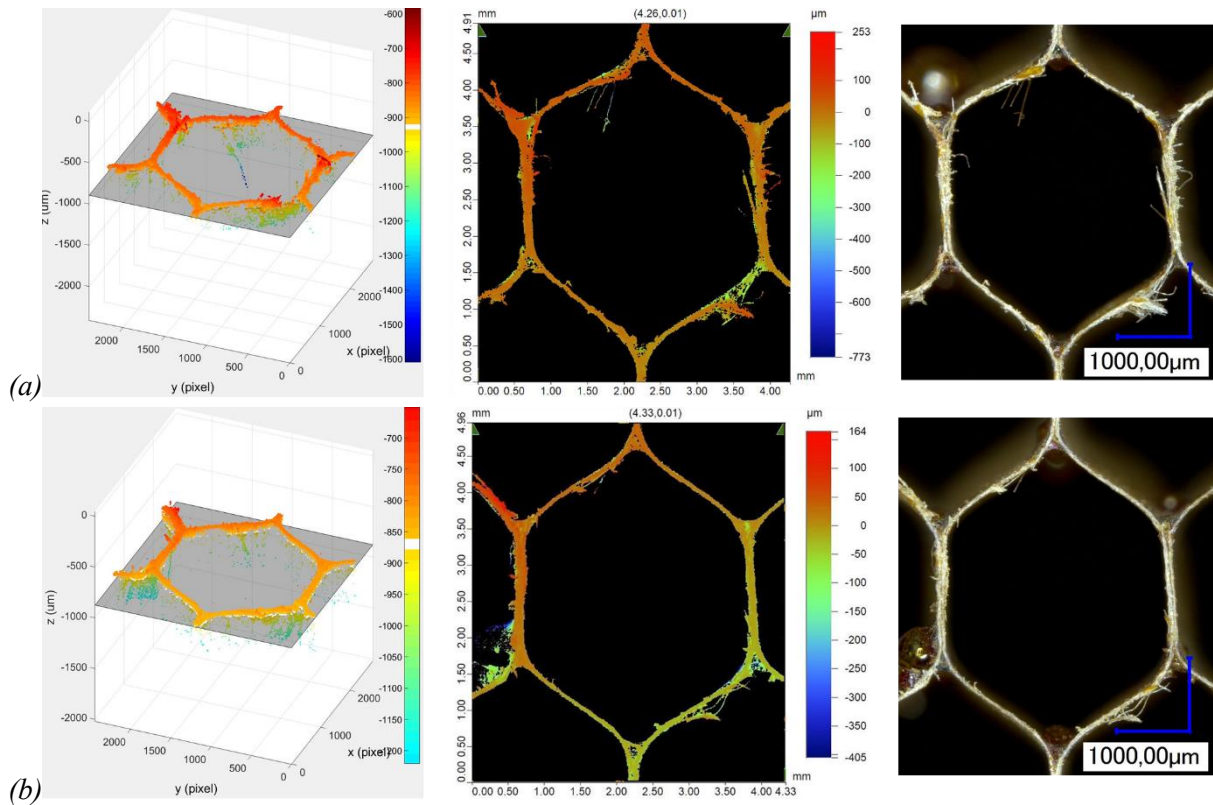


Figure IV. 43. Comparaison entre les qualités de surface obtenues, Conditions de coupe : $V_f = 3000 \text{ mm/min}$ et $N = 23000 \text{ tr/min}$ avec : (a) couteau à diamètre de 18.3 mm (b) couteau à diamètre de 16.2 mm.

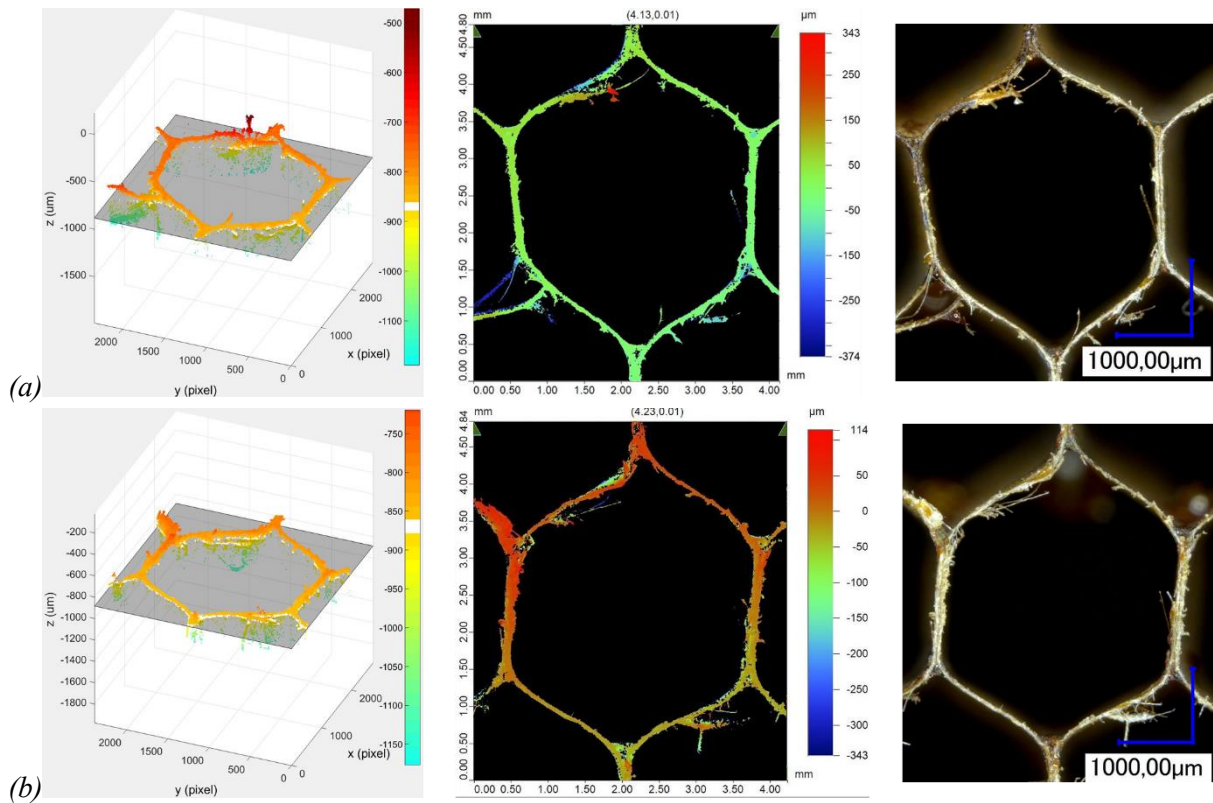


Figure IV. 44. Comparaison entre les qualités de surface obtenues, Conditions de coupe : $V_f = 3000 \text{ mm/min}$ et $N = 2000 \text{ tr/min}$: (a) couteau à diamètre de 18.3 mm (b) couteau à diamètre de 16.2 mm.

IV. Conclusion

Les structures en nids d'abeilles se caractérisent par leur géométrie alvéolaire qui rend la simulation numérique du comportement de ce type de matériau complexe. Généralement, la structure est homogénéisée afin de simplifier son comportement influencé par les différents paramètres géométriques et physiques. Le défi de la modélisation numérique de la coupe du nid d'abeilles concerne la représentation 3D de l'opération de fraisage avec un outil de coupe à géométrie complexe.

Dans notre étude, on s'est intéressé à deux familles de nid d'abeilles : Nomex® et aluminium. Ces deux familles ont des paramètres géométriques similaires mais qui se caractérisent par deux comportements mécaniques différents. Les parois du premier sont en matériau composite à fibre d'aramide et résine phénolique et le deuxième en aluminium avec un comportement ductile et sensible à la vitesse de déformation. Deux modélisations numériques ont été proposées, une pour chaque type de matériau. Les méthodes de calcul numériques pour la simulation de la coupe des nids d'abeilles Nomex® et aluminium ont été décrites et détaillées dans ce chapitre. Pour le cas de l'usinage du Nomex®, trois types de simulations ont été testées : dans un premier temps, un comportement isotrope élastoplastique est attribué aux parois du Nomex®, dans un second temps, un comportement orthotrope avec le critère de Hashin a été utilisé et enfin le critère de rupture de Tsai-Wu a été associé au comportement orthotrope des parois du nid d'abeilles. Pour le nid d'abeilles en aluminium, la modélisation de la coupe est basée sur la loi viscoplastique de Johnson-Cook simplifiée. Grâce à ces modélisations, les différentes étapes de la coupe des parois du nid d'abeilles ont été analysées et les mécanismes physiques de la formation des copeaux ont été décrits avec précision. De plus, les modèles ont permis de prédire les composantes de l'effort de coupe avec une bonne concordance avec les essais expérimentaux. Les modèles permettent également d'étudier l'effet des paramètres de coupe sur le comportement des nids d'abeilles, comme le montrent les résultats de l'étude de l'effet de la vitesse d'avance et la vitesse de rotation d'outil. Les outils de coupe utilisés sont complexes et spécifiques à la coupe du nid d'abeilles, la modélisation permet également de prédire leur performance vis-à-vis de la coupe des structures nid d'abeilles.

Entre les trois approches numériques proposées pour l'usinage du Nomex®, l'approche orthotrope avec l'utilisation du critère de rupture de Tsai-Wu montre une meilleure prédiction de la coupe du nid d'abeilles. Le papier Nomex® est constitué de fibres courtes ce qui a favorisé le critère de Tsai-Wu par rapport à celui de Hashin. L'utilisation de ce critère donne pour le nid d'abeilles une sous-estimation importante des efforts de coupe. Par ailleurs, l'approche isotrope élastoplastique se caractérise par sa simplicité. Son utilisation pour la modélisation de l'usinage des matériaux nid d'abeilles a montré des résultats proches de la réalité pour des faibles vitesses de rotation, par contre, cette méthode perd sa fiabilité en augmentant la vitesse de rotation de l'outil.

De son côté, la modélisation de la coupe du nid d'abeilles en aluminium a montré une bonne prédiction des composantes des efforts de coupe et la formation du copeau. Ce modèle aide à la compréhension de l'usinage et le suivi des étapes de formation des copeaux.

L'utilisation de la loi de Johnson-Cook simplifiée a permis de diminuer le temps de calcul en négligeant l'effet de l'adoucissement thermique.

Les modélisations numériques présentées précédemment ont été validées par des essais expérimentaux effectués sur les deux types de matériaux. Contrairement au modèle proposé par Qiu *et al.* [88] qui simule l'interaction entre une dent seule et une paroi, notre modélisation permet de simuler complètement le processus d'usinage des matériaux en nid d'abeilles. Elle permet également de simuler localement les phénomènes physiques mis en jeu comme l'accumulation de la matière et le pliage des parois qui constituent l'origine des bavures souvent observées lors de l'usinage des alliages d'aluminium.

Conclusion générale et perspectives

Les matériaux en nid d'abeilles sont utilisés pour la fabrication des structures sandwichs largement utilisées dans le domaine aéronautique. Grâce à leurs propriétés alliant résistance mécanique et allègement, ils permettent de répondre aux nouveaux défis imposés par le 'développement durable'. Généralement, le critère retenu pour définir la qualité d'une pièce en nid d'abeilles est souvent lié à son état de surface alvéolaire après usinage. Une surface comportant des défauts trop importants entrainerait un mauvais collage des peaux lors de l'assemblage du sandwich et par conséquent la ruine des structures en service. Ces considérations nous ont conduits dans ce travail de thèse à porter une attention particulière au comportement des matériaux d'âme en nids d'abeilles composites et métallique lors de l'usinage. La revue de la littérature n'a révélé que peu de travaux sur ces matériaux et leur mise en forme par usinage particulièrement. Quand on usine un tel matériau, de nombreux problèmes subsistent encore comme la qualité des surfaces usinées et l'usure prématurée des outils. L'objectif a été donc la caractérisation des défauts résultants des usinages (définition de critères de qualité) et leur quantification. Nous avons procédé dans nos travaux à une analyse à la fois expérimentale et numérique du fraisage des matériaux nid d'abeilles.

Dans le volet expérimental, nous nous sommes attachés dans un premier temps à établir la liste des paramètres influents. Une analyse statistique basée sur la méthode de Taguchi a été effectuée afin d'hierarchiser les effets de ces paramètres. Les critères utilisés sont les efforts de coupe, l'endommagement induit par l'outil coupant, et la qualité des surfaces usinées. Les propriétés mécaniques et géométriques des matériaux en nid d'abeilles ont nécessité l'utilisation d'outils spécifiques. Ils ont été fournis par notre partenaire industriel qui dispose d'une large gamme d'outils destinés à différentes opérations de fraisage de ce type de matériau (rainurage, surfaçage, détournage, contournage, etc.). L'étude a montré que la géométrie de l'outil a la plus grande influence sur le fraisage des nids d'abeilles. Il a également été montré que la densité du matériau et la profondeur de passe ont une influence négligeable sur la qualité finale des surfaces usinées en comparaison avec d'autres paramètres.

La catégorie d'outils qui s'est révélée la plus performante pour l'usinage des matériaux composite Nomex® ou métallique en aluminium est celle des outils combinés. Ces derniers sont composés d'un corps déchiquteur et d'un couteau circulaire en carbure de tungstène (lisse pour le NOMEX® et denté pour l'aluminium). Ils permettent aux parois du nid d'abeilles d'être maintenues sous tension pour faciliter leur découpe par cisaillement. La géométrie particulière des outils combinés permet également un usinage précis des structures en nid d'abeilles avec une surface extérieure de bonne qualité. En effet, durant l'opération de coupe, l'outil enlève et transforme les parois des cellules coupées en poussière au lieu de les repousser dans la structure. Il a également été montré dans cette étude expérimentale que les efforts de coupe sont fortement influencés par la géométrie des outils de coupe, la nature du matériau usiné et d'une façon moindre par les autres paramètres de coupe comme la vitesse de coupe, la vitesse d'avance et l'avance par dent. Quelle que soit la condition choisie, les efforts de coupe enregistrés se

caractérisent par leurs faibles intensités qui ne dépassent pas les 50 N. Cela est dû d'une part à la faible quantité de matière enlevée par l'outil de coupe, et d'autre part à la géométrie alvéolaire des structures nids d'abeilles qui ont une faible densité, de l'ordre de 5% de la densité d'un matériau plein.

La qualité de l'usinage des matériaux en nid d'abeilles dépend fortement de la quantité des défauts induits par la coupe. Leur évaluation est donc importante pour permettre aux concepteurs de structures constituées de ces matériaux d'augmenter la qualité de leur production. Cette évaluation se heurte toutefois à des difficultés méthodologiques dues à l'absence de techniques normalisées ou standardisées pour ce type de matériaux. Il a été constaté par exemple que les critères de rugosité de surface utilisés traditionnellement pour les matériaux pleins ne sont ni adaptés ni applicables à la qualification de l'état de la surface usinée des nids d'abeilles. En effet, ces derniers possèdent une géométrie cellulaire formée à partir de parois minces d'épaisseur de l'ordre d'une dizaine de micromètres. Ces spécificités rendent techniquement l'utilisation de la rugosité comme critère de qualification de la surface usinée compliquée voire inapplicable. C'est pour ces raisons que nous avons opté pour le développement de d'autres critères spécifiques à la qualification de l'état de surface des matériaux en nid d'abeilles NOMEX® et aluminium.

Dans le cas d'usinage du NOMEX®, une mauvaise qualité de surface se traduit par le déchirement des parois des cellules et la présence de fibres non coupées ou arrachées entièrement. Les fibres d'aramide sont difficiles à couper car elles sont moins fragiles et non cassantes contrairement aux fibres de carbone ou de verre. Cela donne un aspect pelucheux aux parois coupées du nid d'abeilles. La longueur des fibres d'aramide non coupées peut être importante et dans certains cas observables à l'œil nu. Ainsi, nous avons mis en place un protocole spécifique de qualification et quantification de l'état de surface pour l'usinage du Nomex®. Ce protocole permet de mesurer la taille des défauts générés en s'affranchissant des contraintes géométriques de la surface. Ainsi, il est possible de réaliser une analyse approfondie de l'influence des conditions de coupe (vitesse d'avance et vitesse de rotation) sur la qualité de la surface usinée. Il a été constaté dans le cas de l'usinage du Nomex® que les faibles vitesses d'avance et des grandes vitesses de rotation permettent de réduire les défauts voire de les supprimer à la surface des nids d'abeilles. La qualité de la surface se dégrade en augmentant la vitesse d'avance et/ou en diminuant la vitesse de rotation. Sous ces conditions, on constate un déchirement des parois avec des fibres non coupées de taille très importante.

Pour le nid d'abeilles en aluminium, des défauts de déchirement des parois et de déformation plastique des cellules sont essentiellement observés. La propriété ductile des feuilles d'aluminium constituant le nid d'abeilles fait que leur usinage engendre la formation de bavures qui ont tendance à refermer les cellules. Afin de caractériser l'importance du taux de ces bavures engendrées sur les parois lors du fraisage, un protocole d'identification et de quantification a été mis en place. Il est basé sur le traitement d'images des cellules usinées en plusieurs étapes et permet par une reconstruction de la cellule de localiser la bavure et de calculer son taux. Cette méthode nous a permis d'identifier les paramètres optimaux pour la coupe du nid d'abeilles en aluminium. Le fraisage avec des faibles vitesses d'avance et de

rotation permet de diminuer la quantité de bavure et ainsi garantir une meilleure qualité d'usinage. Sous ces conditions, les cellules usinées montrent un taux de bavures inférieur à 5%. La méthode de mesure nous a également permis de montrer l'existence d'une dépendance entre la vitesse d'avance par dent et le taux de bavures. Ainsi, nous avons établi un critère de dimensionnement de la géométrie des couteaux des outils destinés au fraisage du nid d'abeilles aluminium et le nombre de dents sur leurs arêtes de coupe.

On s'est également intéressé dans ce travail de thèse aux phénomènes d'usure des outils de fraisage et plus particulièrement à l'usure des couteaux circulaires responsables de la coupe et de la génération de la surface usinée. Les observations au microscope électronique à balayage (MEB) et les images 3D reconstruites de la surface inférieure des couteaux ont montré que l'origine de l'usure engendrée lors de l'usinage du Nomex® est à la fois mécanique et thermique. L'usure se manifeste par un écaillage de l'arête tranchante ou par un collage de la résine phénolique constituant les parois des cellules sur la surface inférieure du coteau en fonction des conditions de coupe. L'usure par collage de la résine est observée pour les grandes vitesses de rotation qui favorisent l'augmentation de la température locale et le collage de la résine sur la face de dépouille du couteau. Des couches d'adhésion de la résine phénolique se forment sur la surface de l'outil et participent à son endommagement. Ce phénomène est favorisé par la faible conductivité thermique des composites et donc par la chaleur engendrée par la friction de l'outil sur les parois des cellules. L'usure par écaillage est observée pour des faibles vitesses de rotation. A ces conditions de coupe, les efforts de coupe sont les plus élevés ce qui provoque des ruptures au niveau de l'arête tranchante des couteaux. L'évolution de l'usure des outils conduit à la dégradation de la qualité des surfaces après usinage. On constate des coupes moins franches des parois et l'arrachement des fibres.

Dans le cas du fraisage du nid d'abeilles en aluminium, l'usure observée se manifeste par l'apparition d'une arête rapportée, l'usure en dépouille, la fissuration et la rupture de l'arête de l'outil. Généralement, l'usure commence par l'émoussement des dents du couteau et leurs disparitions au fur et à mesure que l'outil travaille. Cela affecte directement la qualité de surface. La disparition de quelques dents perturbe la vitesse d'avance par dent et la quantité de matière enlevée sera répartie d'une façon inéquitable entre les dents, ce qui va provoquer l'augmentation des bavures et un déchirement des parois.

Enfin le dernier volet de la thèse concerne la modélisation numérique du comportement des matériaux en nids d'abeilles et la simulation numérique 3D de l'opération de fraisage de ces matériaux. Ces simulations qui reproduisent les contraintes géométriques et opérationnelles du fraisage, permettent d'analyser finement les interactions entre la structure en nid d'abeilles et l'outil de fraisage selon les conditions d'usinage utilisées. Dans le cas du fraisage du Nomex® et à cause de la complexité de la composition des parois, trois comportements mécaniques différents ont été comparés, un comportement isotrope élastoplastique, un comportement orthotrope avec le critère de rupture de Hashin et un comportement orthotrope associé au critère de rupture de Tsai-Wu. Ce dernier comportement a donné les meilleurs résultats de simulation de la coupe pour les nids d'abeilles Nomex® et très bonne adéquation avec ceux obtenus expérimentalement, en termes de niveaux d'efforts de coupe et de mécanismes de formation

des copeaux.

Pour la simulation du fraisage du nid d'abeilles en aluminium, un comportement ductile des parois couplé avec le critère d'endommagement de Johnson-Cook a été considéré. L'effet de l'adoucissement thermique a été négligé compte tenu de la faible épaisseur des parois des cellules. De plus, le transfert de la chaleur par conduction est un processus lent et l'élévation de la température dans les zones plastiques est principalement adiabatique. La loi de Johnson Cook simplifiée (sans adoucissement thermique) a donc été adoptée pour réduire les temps de calcul. Lors de cette modélisation, les différentes étapes de formation des copeaux ont été reproduites. Cela nous a permis d'analyser finement les interactions entre les composants de l'outil (couteau et déchetueur) et la structure alvéolaire du nid d'abeilles. Cependant, la représentation des parois par des éléments finis coques fait obstacle à la reproduction du défaut de bavure. D'une manière générale, on a remarqué une sous-estimation des efforts de coupe avec une reproduction de l'allure de leur évolution en fonction des conditions de coupe. L'exploitation des simulations numériques a permis à la fin de la thèse de créer de nouvelles géométries d'outils optimales. Ces dernières ont été fabriquées par Evatec Tools après la phase de validation par des simulations numériques.

Plusieurs perspectives pourraient être envisagées à la suite de ces travaux de thèse, autant pour la partie expérimentale que la simulation numérique :

- Les résultats de la thèse ont permis d'obtenir un classement des conditions de coupe exploitables. La poursuite des travaux consistera à généraliser l'approche afin de définir une gamme complète optimale de conditions de coupe pour l'usinage des pièces en nid d'abeilles composites et métalliques.
- L'étude de l'influence de la température de coupe sur le comportement est à envisager. La géométrie alvéolaire de la structure nid d'abeilles présente des difficultés de mesure pour la température. La mise en place d'une méthode est envisageable en utilisant des thermocouples rectifiables et/ou des caméras thermiques.
- Une analyse de l'effet des revêtements sur l'évolution de l'usure des outils et sa nature permettra d'accroître la résistance à l'usure. Il existe des revêtements à base de nitrure de titane qui multiplieraient par 2 à 5 la durée de vie d'un outil de fraisage.
- Une étude expérimentale, via des essais mécaniques, est à envisagée afin d'établir une corrélation entre les performances mécaniques des structures sandwichs et la qualité des surfaces obtenues après usinage.
- Une normalisation des deux protocoles de mesure et de qualification de la qualité de surface usinée des nids d'abeilles permettrait de réduire les coûts de fabrication de ces matériaux.
- Actuellement, la modélisation numérique permet la compréhension de la coupe des structures en nid d'abeilles, néanmoins, il est possible d'utiliser d'autres lois de comportement tenant compte des différents aspects mécaniques et thermiques des parois de nid d'abeilles qui permettront d'étudier des phénomènes d'endommagement plus locaux comme la décohérence fibre/matrice.

Résumé

L'utilisation des structures sandwichs composées d'âme en nid d'abeilles et de peaux a considérablement augmenté ces dernières années dans plusieurs secteurs industriels tels que l'aéronautique, l'aérospatiale, le navale et l'automobile. Cet intérêt croissant pour ces matériaux alvéolaires est principalement lié à leur faible densité et meilleur rapport masse/rigidité/résistance en comparaison avec les alliages métalliques ou les matériaux composites classiques. Cependant, leur constitution rend souvent les opérations de mise en forme par usinage compliquées et difficile à mener à cause de l'usure prématurée des outils coupants et l'endommagement important induit en subsurface des pièces. En effet, les vibrations importantes des parois minces du nid d'abeilles sont une source de plusieurs problèmes comme la mauvaise qualité des surfaces usinées, les fibres non coupées, délaminage, défauts, etc.

Les travaux de cette thèse s'intéressent à la compréhension du comportement des structures nids d'abeilles composite (Nomex®) et métallique (aluminium) en usinage. L'enlèvement de matière par fraisage présente pour ces matériaux plusieurs verrous scientifiques et technologiques. Une analyse expérimentale a permis d'identifier dans un premier temps les phénomènes physiques mis en jeu lors de la formation des copeaux et les interactions entre les arêtes de coupe et les parois minces des cellules de la structure alvéolaire. Un intérêt particulier a été porté sur la caractérisation des défauts induits dans le matériau par les différentes parties composant la fraise, le déchiqueteur et le coteau. Deux protocoles expérimentaux ont été mis en place afin de qualifier la qualité et l'intégrité des surfaces usinées. Ils tiennent compte de la particularité des âmes en nid d'abeilles : composite ou métallique, leur géométrie alvéolaire, leur densité et l'épaisseur fine des parois. Un nouveau critère de qualité a été établi et proposé en tant qu'indicateur d'endommagement pour le suivi de l'état des surfaces alvéolaires fraîchement usinées. Basée sur l'analyse statistique de Taguchi, une hiérarchisation des paramètres d'usinage et leur influence sur le comportement de ces matériaux ont été ensuite réalisées. Par ailleurs, l'usure des outils de coupe a été étudiée selon le couple outil-matériau usiné et les conditions de fraisage choisies.

Comme l'a montré l'étude expérimentale, l'optimisation des paramètres d'usinage via une approche expérimentale seule est souvent longue et coûteuse. La simulation numérique peut apporter une aide complémentaire et constituer un outil intéressant pour l'analyse de la physique de la coupe des nids d'abeilles. Dans cette optique et en deuxième partie de la thèse, un modèle numérique par éléments finis a été spécifiquement développé pour la simulation du fraisage 3D des matériaux nids d'abeilles. Pour le Nomex®, deux lois de comportement mécanique couplées avec l'endommagement ont été identifiées et implémentées via la subroutine VUMAT dans Abaqus explicit. Pour simuler la formation des copeaux, deux critères de rupture (Hashin et Tsai-Wu) avec chute de rigidité ont été exploités. Les résultats du calcul numérique et ceux des essais expérimentaux ont montré une bonne concordance en termes de mécanismes de formation des copeaux, d'efforts de coupe et de modes d'endommagement.

Mots clés : Nid d'abeilles, Nomex®, aluminium, usinage, endommagement, modélisation 3D, critères de rupture, usure, outil.

Abstract

The use of sandwich structures made with honeycomb core and skins has considerably increased these last years in several industrial sectors such as aeronautics, aerospace, naval and automotive. This growing interest for the alveolar materials is mainly related to their low density and better mass/stiffness/strength ratio compared to metal alloys or conventional composites. However, their constitution makes machining operations complicated and difficult to control because of the premature cutting tool wear and the significant damage induced in the workpiece. In fact, the important vibrations of the thin honeycomb walls are a source of several problems such as the poor surface quality, uncut fibers, delamination, defects, etc.

This work deals with the understanding of the honeycomb composites behavior and metallic during machining. The material removal process by milling of these materials presents several scientific and technological challenges. Firstly, an experimental analysis has been used to identify the physical phenomena involved during the chip formation process and generated by the interactions between the cutting edge and the honeycomb cell walls. A particular interest was focused on the characterization of defects induced in the material by different parts of the cutter, the shredder and the saw blade. Two experimental protocols have been set up to qualify the quality and integrity of the machined surface. They consider the particularity of the honeycomb cores: composite or metallic, their geometry, and the thin wall thickness. A new quality criterion has been established and proposed as a damage indicator to monitoring the machining process and choice optimal cutting conditions. Based on Taguchi's statistical analysis, a hierarchy of the machining parameters and their influence on the behavior of these materials have then realized. In addition, the wear of cutting tools has been studied according to the selected tool-material couple and milling conditions.

The optimization of machining parameters is often long and expensive only via experimental approach. Modelling and numerical simulation can provide complementary support with an interesting numerical tool to analyze the physics of cutting honeycombs. In this perspective and in the second part of the PhD thesis, a finite element numerical model has been especially developed for the 3D milling operation. For Nomex®, two coupled mechanical-damage behavior laws have been identified and implemented in Abaqus explicit subroutine VUMAT. To simulate the chip formation process and induced subsurface damage, two fracture criteria (Hashin and Tsai-Wu) with stiffness degradation concept have been operated. The comparison between the numerical simulation results and experimental data shows a good agreement in terms of the chip formation mechanisms, cutting forces and damage modes.

Key words: honeycomb, Nomex®, aluminum, machining, damage, 3D modeling, failure criteria, tool wear.

Références bibliographiques

- [1] Daniel Gay, Matériaux composites, 4th ed., Hermès, 1997.
- [2] P. Cognard, Collage des composites - Secteur aéronautique, Tech. l'ingénieur. BM7626 V1 (2012).
- [3] J. Guillemot, Les composites en construction ferroviaire, Tech. L'Ingénieur. (2000) 1–2.
- [4] M. Reyne, Les composites dans les sports et les loisirs, Tech. l'ingénieur - Matériaux / Plast. Compos. 33 (1998) 1–2.
- [5] P. Cognard, Collage des matériaux - Applications, Tech. l'Ingénieur. BM7617 (2003) 1–12. see_the_document_in_the_desktop_folder_Techniques_de_lingenieur.
- [6] R. Tounsi, Comportement des structures en nids d'abeilles sous sollicitations dynamiques mixtes compression / cisaillement et effet de l'orientation des cellules, 2014.
- [7] G.D. Caserta, L. Iannucci, U. Galvanetto, Shock absorption performance of a motorbike helmet with honeycomb reinforced liner, Compos. Struct. 93 (2011) 2748–2759. doi:10.1016/j.compstruct.2011.05.029.
- [8] B. Castanié, C. Bouvet, D. Guedra-Degeorges, Structures en matériaux composites stratifiés, Tech. l'ingénieur. 33 (2014) 1–18.
- [9] M. Châtain, Matériaux composites: présentation générale, Tech. l'ingénieur. (2001).
- [10] P. Pachaly, Clofenvinphos, Dtsch. Apotheker Zeitung. 130 (1990) 2784. doi:10.1016/0378-3804(85)90127-5.
- [11] R. Pinzelli, Fibres aramides pour matériaux composites, Tech. l'ingénieur. Matériaux Fonct. (1995).
- [12] T. Bitzer, Honeycomb Technology, Springer Netherlands, Dordrecht, 1997. doi:10.1007/978-94-011-5856-5.
- [13] L. Suwannarungsri, W. Tanthapanichakoon, Test production of honeycomb structure using simple practical equipment., Proc. MS. (2006).
- [14] Hexcel Composites, Honeycomb Attributes and Properties, A comprehensive guide to standard Hexcel honeycomb materials configurations and mechanical properties, Honeycomb Data Sheets. (1999) 1–40.
- [15] HexCel, Honeycomb sandwich design technology, HexWeb Honeycomb Sandw. Des. Technol. (2000) 1–28.
- [16] L. Gornet, S. Marguet, G. Marckmann, Modeling of Nomex® Honeycomb Cores, Linear and Nonlinear Behaviors, Mech. Adv. Mater. Struct. 14 (2007) 589–601. doi:10.1080/15376490701675370.
- [17] Y. Wang, Elastic collapse of honeycombs under out-of-plane pressure, Int. J. Mech. Sci. 33 (1991) 637–644. doi:10.1016/0020-7403(91)90033-Y.
- [18] J. Do Suh, D.G. Lee, Thermal characteristics of composite sandwich structures for machine tool moving body applications, Compos. Struct. 66 (2004) 429–438. doi:10.1016/j.compstruct.2004.04.065.
- [19] R. SEEMANN, D. KRAUSE, Numerical modelling of nomex honeycomb cores for detailed analyses of sandwich panel joints, 11th World Congr. Comput. Mech. (WCCM XI). (2014).
- [20] L.J. Gibson, M.F. Ashby, Cellular solids: Structure and properties, second edition, Cambridge University Press, 1997.
- [21] A.J. Lamb, Experimental investigation and numerical modelling of composite-honeycomb materials used in Formula 1 crash structures, 2007. doi:10.1017/CBO9781107415324.004.
- [22] L.L. Hu, T.X. Yu, Dynamic crushing strength of hexagonal honeycombs, Int. J. Impact Eng. 37 (2010) 467–474. doi:10.1016/j.ijimpeng.2009.12.001.
- [23] Z.W. Wang, Y.P. E, Mathematical modelling of energy absorption property for paper honeycomb in various ambient humidities, Mater. Des. 31 (2010) 4321–4328. doi:10.1016/j.matdes.2010.03.053.
- [24] S.D. Papka, S. Kyriakides, Biaxial crushing of honeycombs Part I: Experiments, Int. J. Solids Struct. 36 (1999) 4367–4396.
- [25] S. Marguet, Contribution à la modélisation du comportement mécanique des structures sandwichs soumises à l'impact, Thèse, École Centrale de Nantes et l'Université de Nantes, 2011.

- [26] G. Lu, Experimental investigation of the mechanical behavior of aluminum honeycombs under quasi-static and dynamic indentation, *J. Mater.* (2015). doi:10.1016/j.matdes.2015.03.004.
- [27] T.D. Hinnerichs, T.G. Carne, W. Lu, E.C. Stasiunas, M.K. Neilsen, W. Scherzinger, B.R. Rogillio, Characterization of Aluminum Honeycomb and Experimentation for Model Development and Validation Development and Validation, (2006).
- [28] J. Chung, A.M. Waas, Compressive Response of Honeycombs Under In-Plane Uniaxial Static and Dynamic Loading, Part 1: Experiments, *AIAA J.* 40 (2002) 966–973. doi:10.2514/2.1734.
- [29] W. Goldsmith, D.L. Louie, Axial perforation of aluminum honeycombs by projectiles, *Int. J. Solids Struct.* 32 (1995) 1017–1046. doi:10.1016/0020-7683(94)00188-3.
- [30] W. Goldsmith, J.L. Sackman, An experimental study of energy absorption in impact on sandwich plates, *Int. J. Impact Eng.* 12 (1992) 241–262. doi:10.1016/0734-743X(92)90447-2.
- [31] L. Hu, F. You, T. Yu, Analyses on the dynamic strength of honeycombs under the y-directional crushing, *Mater. Des.* 53 (2014) 293–301. doi:10.1016/j.matdes.2013.06.076.
- [32] Y. Liu, X.C. Zhang, The influence of cell micro-topology on the in-plane dynamic crushing of honeycombs, *Int. J. Impact Eng.* 36 (2009) 98–109. doi:10.1016/j.ijimpeng.2008.03.001.
- [33] D.S. Kim, J.R. Lee, Compressive Mechanical Properties of the Nomex / Thermoset Honeycomb Cores, *Polym. Adv. Technol.* 8 (1997) 1–7.
- [34] M.R. Khoshravan, M. Najafi Pour, Numerical and experimental analyses of the effect of different geometrical modelings on predicting compressive strength of honeycomb core, *Thin-Walled Struct.* 84 (2014) 423–431. doi:10.1016/j.tws.2014.07.016.
- [35] S.T. Hong, J. Pan, T. Tyan, P. Prasad, Dynamic crush behaviors of aluminum honeycomb specimens under compression dominant inclined loads, *Int. J. Plast.* 24 (2008) 89–117. doi:10.1016/j.ijplas.2007.02.003.
- [36] G. Caserta, U. Galvanetto, L. Iannucci, Static and dynamic energy absorption of aluminum honeycombs and polymeric foams composites, *Mech. Adv. Mater. Struct.* 17 (2010) 366–376. doi:10.1080/15376494.2010.488612.
- [37] A. Zinno, A. Prota, E. Di Maio, C.E. Bakis, Experimental characterization of phenolic-impregnated honeycomb sandwich structures for transportation vehicles, *Compos. Struct.* 93 (2011) 2910–2924. doi:10.1016/j.compstruct.2011.05.012.
- [38] M. Zarei Mahmoudabadi, M. Sadighi, A theoretical and experimental study on metal hexagonal honeycomb crushing under quasi-static and low velocity impact loading, *Mater. Sci. Eng. A.* 528 (2011) 4958–4966. doi:10.1016/j.msea.2011.03.009.
- [39] A.J. Lamb, A.K. Pickett, F. Chaudoye, Experimental characterisation and numerical modelling of hexagonal honeycomb cellular solids under multi-axial loading, *Strain.* 47 (2011) 2–20. doi:10.1111/j.1475-1305.2008.00575.x.
- [40] T. Wierzbicki, Crushing analysis of metal honeycombs, *Int. J. Impact Eng.* 1 (1983) 157–174. doi:10.1016/0734-743X(83)90004-0.
- [41] E. Wu, W. Jiang, Axial crush of metallic honeycombs, *Int. J. Impact Eng.* 19 (1997) 439–456. doi:10.1016/S0734-743X(97)00004-3.
- [42] S. Hong, J. Pan, Quasi-static crush behavior of aluminum honeycomb specimens under compression dominant combined loads, 22 (2006) 73–109. doi:10.1016/j.ijplas.2005.02.002.
- [43] L. Liu, H. Wang, Z. Guan, Experimental and numerical study on the mechanical response of Nomex honeycomb core under transverse loading, *Compos. Struct.* 121 (2015) 304–314. doi:10.1016/j.compstruct.2014.11.034.
- [44] M.K. Khan, T. Baig, S. Mirza, Experimental investigation of in-plane and out-of-plane crushing of aluminum honeycomb, *Mater. Sci. Eng. A.* 539 (2012) 135–142. doi:10.1016/j.msea.2012.01.070.
- [45] J. Zhang, M.F. Ashby, The out-of-plane properties of honeycombs, *Int. J. Mech. Sci.* 34 (1992) 475–489. doi:10.1016/0020-7403(92)90013-7.
- [46] S. Deqiang, Z. Weihong, W. Yanbin, Mean out-of-plane dynamic plateau stresses of hexagonal honeycomb cores under impact loadings, *Compos. Struct.* 92 (2010) 2609–2621. doi:10.1016/j.compstruct.2010.03.016.
- [47] S. Xu, J.H. Beynon, D. Ruan, G. Lu, Experimental study of the out-of-plane dynamic compression of hexagonal honeycombs, *Compos. Struct.* 94 (2012) 2326–2336. doi:10.1016/j.compstruct.2012.02.024.

- [48] S. Kilchert, Nonlinear finite element modelling of degradation and failure in folded core composite sandwich structures, Thesis, Faculty of Aerospace Engineering and Geodesy of the Universität Stuttgart, 2013.
- [49] K.A. H. Fujimoto, M. Isomura, Dynamic and static compression tests for paper honeycomb cores and absorbed energy, *JSME Int. J. Ser. A.* 41 (1989) 338–344. doi:10.1248/cpb.37.3229.
- [50] S. Keshavanarayana, M.V. Thotakuri, Off-axis compression behaviour of honeycomb core in WT-plane, *Int. J. Crashworthiness.* 14 (2009) 173–181. doi:10.1080/13588260802614373.
- [51] S.D. Papka, S. Kyriakides, In-plane compressive response and crushing of honeycomb, *J. Mech. Phys. Solids.* 42 (1994) 1499–1532. doi:10.1016/0022-5096(94)90085-X.
- [52] H. Zhao, G. Gary, Crushing Behaviour of Aluminium Honeycombs Under Impact Loading, *Int. J. Impact Eng.* 21 (1998) 827–836. doi:10.1016/S0734-743X(98)00034-7.
- [53] X. Zhang, H. Zhang, Z. Wen, Experimental and numerical studies on the crush resistance of aluminum honeycombs with various cell configurations, *Int. J. Impact Eng.* 66 (2014) 48–59. doi:10.1016/j.ijimpeng.2013.12.009.
- [54] Y. Yasui, Dynamic axial crushing of multi-layer honeycomb panels and impact tensile behavior of the component members, *Int. J. Impact Eng.* 24 (2000) 659–671. doi:10.1016/S0734-743X(99)00174-8.
- [55] J. Kee Paik, A.K. Thayamballi, G. Sung Kim, The strength characteristics of aluminum honeycomb sandwich panels, *Thin-Walled Struct.* 35 (1999) 205–231. doi:10.1016/S0263-8231(99)00026-9.
- [56] A.A. Nia, M.Z. Sadeghi, The effects of foam filling on compressive response of hexagonal cell aluminum honeycombs under axial loading-experimental study, *Mater. Des.* 31 (2010) 1216–1230. doi:10.1016/j.matdes.2009.09.030.
- [57] Z. Bai, H. Guo, B. Jiang, F. Zhu, L. Cao, A study on the mean crushing strength of hexagonal multi-cell thin-walled structures, *Thin-Walled Struct.* 80 (2014) 38–45. doi:10.1016/j.tws.2014.02.024.
- [58] S.D. Pan, L.Z. Wu, Y.G. Sun, Z.G. Zhou, J.L. Qu, Longitudinal shear strength and failure process of honeycomb cores, *Compos. Struct.* 72 (2006) 42–46. doi:10.1016/j.compstruct.2004.10.011.
- [59] S. Pan, L. Wu, Y. Sun, Transverse shear modulus and strength of honeycomb cores, 84 (2008) 369–374. doi:10.1016/j.compstruct.2007.10.008.
- [60] H.S. Lee, S.H. Hong, J.R. Lee, Y.K. Kim, Mechanical behavior and failure process during compressive and shear deformation of honeycomb composite at elevated temperatures, *J. Mater. Sci.* 37 (2002) 1265–1272. doi:10.1023/A:1014344228141.
- [61] A. Petras, Design of Sandwich Structures, Thesis, Cambridge University Engineering Department, 1998.
- [62] M. Doyoyo, D. Mohr, Microstructural response of aluminum honeycomb to combined out-of-plane loading, 35 (2003) 865–876. doi:10.1016/S0167-6636(02)00308-3.
- [63] M. Doyoyo, T. Wierzbicki, Experimental studies on the yield behavior of ductile and brittle aluminum foams, *Int. J. Plast.* 19 (2003) 1195–1214. doi:10.1016/S0749-6419(02)00017-7.
- [64] C. Yuan, M. Li, Z. Zhang, Y. Gu, Experimental investigation on the Co-cure processing of honeycomb structure with self-adhesive prepreg, *Appl. Compos. Mater.* 15 (2008) 47–59. doi:10.1007/s10443-008-9056-4.
- [65] S. Heimbs, Sandwichstrukturen mit Wabenkern: Experimentelle und numerische Analyse des Schädigungsverhaltens unter statischer und kurzzeitdynamischer Belastung, Institut für Verbundwerkstoffe GmbH, 2008.
- [66] B. Hou, A. Ono, S. Abdennadher, S. Pattofatto, Y.L. Li, H. Zhao, Impact behavior of honeycombs under combined shear-compression. Part I: Experiments, *Int. J. Solids Struct.* 48 (2011) 698–705. doi:10.1016/j.ijsolstr.2010.11.005.
- [67] D. Mohr, M. Doyoyo, Deformation-induced folding systems in thin-walled monolithic hexagonal metallic honeycomb, *Int. J. Solids Struct.* 41 (2004) 3353–3377. doi:10.1016/j.ijsolstr.2004.01.014.
- [68] Z. Wang, Q. Qin, S. Chen, X. Yu, H. Li, T.J. Wang, Compressive crushing of novel aluminum hexagonal honeycombs with perforations: Experimental and numerical investigations, *Int. J. Solids Struct.* 0 (2017) 1–9. doi:10.1016/j.ijsolstr.2017.08.005.
- [69] M.A. Nasir, Z. Khan, I. Farooqi, S. Nauman, S. Anas, S. Khalil, A. Pasha, Z. Khan, M. Shah, H.

- Qaiser, and R. Ata, Transverse shear behavior of a nomex core for sandwich panels, *Mech. Compos. Mater.* 50 (2015) 733–738. doi:10.1007/s11029-015-9462-2.
- [70] R. Tounsi, B. Zouari, F. Chaari, E. Markiewicz, G. Haugou, F. Dammak, Thin-Walled Structures Reduced numerical model to investigate the dynamic behaviour of honeycombs under mixed shear – compression loading, *Thin Walled Struct.* 73 (2013) 290–301. doi:10.1016/j.tws.2013.08.016.
- [71] S.R. Keshavanarayana, H. Shahverdi, A. Kothare, C. Yang, J. Bingenheimer, The effect of node bond adhesive fillet on uniaxial in-plane responses of hexagonal honeycomb core, *Compos. Struct.* 175 (2017) 111–122. doi:10.1016/j.compstruct.2017.05.010.
- [72] G. Bianchi, G.S. Aglietti, G. Richardson, Static and fatigue behaviour of hexagonal honeycomb cores under in-plane shear loads, *Appl. Compos. Mater.* 19 (2012) 97–115. doi:10.1007/s10443-010-9184-5.
- [73] W.Y. Jang, S. Kyriakides, On the buckling and crushing of expanded honeycomb, *Int. J. Mech. Sci.* 91 (2015) 81–90. doi:10.1016/j.ijmecsci.2014.02.008.
- [74] Z. jia Zhang, B. Han, Q. cheng Zhang, F. Jin, Free vibration analysis of sandwich beams with honeycomb-corrugation hybrid cores, *Compos. Struct.* 171 (2017) 335–344. doi:10.1016/j.compstruct.2017.03.045.
- [75] M.R.E. Nasution, N. Watanabe, A. Kondo, Numerical study on thermal buckling of CFRP-Al honeycomb sandwich composites based on homogenization-localization analysis, *Compos. Struct.* 132 (2015) 709–719. doi:10.1016/j.compstruct.2015.06.009.
- [76] P. LHUISSIER, L. LASZCZYK, Caractérisation des structures sandwich, *Tech. l'Ingénieur.* (2012).
- [77] S.M.H. Hosseini, U. Gabbert, Numerical simulation of the Lamb wave propagation in honeycomb sandwich panels: A parametric study, *Compos. Struct.* 97 (2013) 189–201. doi:10.1016/j.compstruct.2012.09.055.
- [78] V. Manet, The use of ANSYS to calculate the behaviour of sandwich structures, *Compos. Sci. Technol.* 58 (1998) 1899–1905. doi:DOI: 10.1016/S0266-3538(98)00010-4.
- [79] P. Kang, S.K. Youn, J.H. Lim, Modification of the critical projectile diameter of honeycomb sandwich panel considering the channeling effect in hypervelocity impact, *Aerosp. Sci. Technol.* 29 (2013) 413–425. doi:10.1016/j.ast.2013.04.011.
- [80] W. Huang, W. Zhang, D. Li, N. Ye, W. Xie, P. Ren, Dynamic failure of honeycomb-core sandwich structures subjected to underwater impulsive loads, *Eur. J. Mech. A/Solids.* 60 (2016) 39–51. doi:10.1016/j.euromechsol.2016.06.006.
- [81] B. Tie, B.Y. Tian, D. Aubry, Theoretical and numerical modeling of membrane and bending elastic wave propagation in honeycomb thin layers and sandwiches, *J. Sound Vib.* 382 (2016) 100–121. doi:10.1016/j.jsv.2016.06.027.
- [82] R.A.W. Mines, S. Tsopanos, Y. Shen, R. Hasan, S.T. McKown, Drop weight impact behaviour of sandwich panels with metallic micro lattice cores, *Int. J. Impact Eng.* 60 (2013) 120–132. doi:10.1016/j.ijimpeng.2013.04.007.
- [83] D. Mohr, M. Doyoyo, Nucleation and propagation of plastic collapse bands in aluminum honeycomb, *J. Appl. Phys.* 94 (2003) 2262–2270. doi:10.1063/1.1592010.
- [84] V.N. Burlayenko, T. Sadowski, Effective elastic properties of foam-filled honeycomb cores of sandwich panels, *Compos. Struct.* 92 (2010) 2890–2900. doi:10.1016/j.compstruct.2010.04.015.
- [85] M. Grediac, A finite element study of the transverse shear in honeycomb cores, *Int. J. Solids Struct.* 30 (1993) 1777–1788. doi:10.1016/0020-7683(93)90233-W.
- [86] B. Hou, H. Zhao, S. Patoatto, J.G. Liu, Y.L. Li, Inertia effects on the progressive crushing of aluminium honeycombs under impact loading, *Int. J. Solids Struct.* 49 (2012) 2754–2762. doi:10.1016/j.ijsolstr.2012.05.005.
- [87] S.D. Papka, S. Kyriakides, Experiments and full-scale numerical simulations of in-plane crushing of a honeycomb, *Acta Mater.* 46 (1998) 2765–2776. doi:10.1016/S1359-6454(97)00453-9.
- [88] K. Qiu, W. Ming, L. Shen, Q. An, M. Chen, Study on the cutting force in machining of aluminum honeycomb core material, *Compos. Struct.* 164 (2017) 58–67. doi:10.1016/j.compstruct.2016.12.060.
- [89] G. Zhu, S. Li, G. Sun, G. Li, Q. Li, On design of graded honeycomb filler and tubal wall thickness

- for multiple load cases, *Thin-Walled Struct.* 109 (2016) 377–389. doi:10.1016/j.tws.2016.09.017.
- [90] G. Sun, S. Li, Q. Liu, G. Li, Q. Li, Experimental study on crashworthiness of empty/aluminum foam/honeycomb-filled CFRP tubes, *Compos. Struct.* 152 (2016) 969–993. doi:10.1016/j.compstruct.2016.06.019.
- [91] B. Han, K. Qin, B. Yu, B. Wang, Q. Zhang, T.J. Lu, Honeycomb-corrugation hybrid as a novel sandwich core for significantly enhanced compressive performance, *Mater. Des.* 93 (2016) 271–282. doi:10.1016/j.matdes.2015.12.158.
- [92] Q. Liu, X. Xu, J. Ma, J. Wang, Y. Shi, D. Hui, Lateral crushing and bending responses of CFRP square tube filled with aluminum honeycomb, *Compos. Part B Eng.* 118 (2017) 104–115. doi:10.1016/j.compositesb.2017.03.021.
- [93] S. Santosa, T. Wierzbicki, Crash behavior of box columns filled with aluminum honeycomb or foam, *Comput. Struct.* 68 (1998) 343–367. doi:10.1016/S0045-7949(98)00067-4.
- [94] C.C. Foo, G.B. Chai, L.K. Seah, A model to predict low-velocity impact response and damage in sandwich composites, *Compos. Sci. Technol.* 68 (2008) 1348–1356. doi:10.1016/j.compscitech.2007.12.007.
- [95] Á.J. Mancha, Optimization of lightweight sandwich structures of commercial aircraft interior parts subjected to low-velocity impact, Universidad Pontificia Comillas MADRID, 2012.
- [96] I. Ivañez, M.M. Moure, S.K. Garcia-Castillo, S. Sanchez-Saez, The oblique impact response of composite sandwich plates, *Compos. Struct.* 133 (2015) 1127–1136. doi:10.1016/j.compstruct.2015.08.035.
- [97] S. Zhu, G.B. Chai, Damage and failure mode maps of composite sandwich panel subjected to quasi-static indentation and low velocity impact, *Compos. Struct.* 101 (2013) 204–214. doi:10.1016/j.compstruct.2013.02.010.
- [98] R. Roy, J.H. Kweon, J.H. Choi, Meso-scale finite element modeling of Nomex honeycomb cores, *Adv. Compos. Mater.* 23 (2014) 17–29. doi:10.1080/09243046.2013.862382.
- [99] R. Seemann, D. Krause, Numerical Modeling of Nomex Honeycomb Sandwich Cores at Meso-Scale Level, *Compos. Struct.* (2016). doi:10.1016/j.compstruct.2016.09.071.
- [100] R. Roy, S. Park, J. Kweon, J. Choi, Characterization of Nomex honeycomb core constituent material mechanical properties, *Compos. Struct.* 117 (2014) 255–266. doi:10.1016/j.compstruct.2014.06.033.
- [101] S. Heimbs, Virtual testing of sandwich core structures using dynamic finite element simulations, *Comput. Mater. Sci.* 45 (2009) 205–216. doi:10.1016/j.commatsci.2008.09.017.
- [102] S. Fischer, K. Drechsler, S. Kilchert, A. Johnson, Mechanical tests for foldcore base material properties, *Compos. Part A.* 40 (2009) 1941–1952. doi:10.1016/j.compositesa.2009.03.005.
- [103] R. Roy, K.H. Nguyen, Y.B. Park, J.H. Kweon, J.H. Choi, Testing and modeling of Nomex™ honeycomb sandwich Panels with bolt insert, *Compos. Part B.* 56 (2014) 762–769. doi:10.1016/j.compositesb.2013.09.006.
- [104] Y. Tsujii, K. Tanaka, Y. Nishida, Analysis of Mechanical Properties of Aramid Honeycomb Core, *Trans. Jap. Soc. Mech. Eng.* 61 (1995) 1608–1614.
- [105] C.T. Sun, B.J. Quinn, J. Tao, Comparative Evaluation of Failure Analysis Methods for Composite Laminates, 1996.
- [106] L. Lasri, Modélisation macromécanique et micromécanique de l'usinage des composites à matrice polymère et fibres longues, Thèse, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2009.
- [107] L. Gornet, Généralités sur les matériaux composites, Cours l'archive Ouvert. Pluridiscip. HAL. (2008). <http://cel.archives-ouvertes.fr/cel-00470296>.
- [108] M. Tchír, A comparative study of ultimate load and stiffness of metal-to-composite joints, Thesis, Brno university of technology, 2016.
- [109] H. Sun, X. Qiao, Prediction of the Mechanical Properties of 3-D Braided Composite, *Compos. Sci. Technol.* 57 (1997) 623–629. doi:10.1016/S0266-3538(96)00154-6.
- [110] L. Zhao, T. Qin, Y. Chen, J. Zhang, Three-dimensional progressive damage models for cohesively bonded composite joint, *J. Compos. Mater.* 48 (2014) 707–721. doi:10.1177/0021998313477169.
- [111] K.I. Tserpes, G. Labeas, P. Papanikos, T. Kermandidis, Strength prediction of bolted joints in graphite/epoxy composite laminates, *Compos. Part B Eng.* 33 (2002) 521–529.

- doi:10.1016/S1359-8368(02)00033-1.
- [112] F. Paris, K.E. Jackson, A study of failure criteria of fibrous composite materials, 2001.
- [113] F. Guo-dong, L. Jun, W. Bao-lai, Progressive damage and nonlinear analysis of 3D four-directional braided composites under unidirectional tension, *Compos. Struct.* 89 (2009) 126–133. doi:10.1016/j.compstruct.2008.07.016.
- [114] J. Berthelot, *Mécanique des Matériaux et Structures Composites*, 2010.
- [115] S. Zenia, *Modélisation numérique de l'usinage des matériaux composites à matrice polymère et fibres longues de carbone*, Thèse, Université de Lorraine, 2017.
- [116] S. Heimbs, F. Strobl, Crash simulation of an F1 racing car front impact structure, 7th Eur. LS-DYNA Conf. (2009) 1–8.
- [117] A. Dessarthe, *Usinage des composites à matrice polymère*, Tech. l'Ingénieur. (1999).
- [118] NEXAM, *Cutting Tools for aircraft manufacturers and MRO companies*, Catalogue, 2012.
- [119] LMT.ONSURD, *Milling and Drilling Tools for composite and Honeycomb Materials*, (2010).
- [120] Evatec Tools, *Outils coupants pour usinage du composite et du nid d'abeille*, 2010.
- [121] M.M. MENDOZA, K.F. EMAN, S. M. Wu, Development of a new milling cutter for aluminium honeycomb, *Int. J. Mach. Tool Des. Res.* 23 (1983) 81–91.
- [122] SECO, *FRAISES CARBURE MONOBLOCS HAUTES PERFORMANCES POUR MATÉRIAUX COMPOSITES*, 2010.
- [123] W.C. Lund, D.E. Pedersen, Milling cutter for honeycomb core material, Patent Number: 4907920, 1990.
- [124] evatec tools, *Outils coupants pur usinage du composite et du nid d'abeille*, n.d.
- [125] H.S. Norvilie, C. Madera, E. Tibor, Process for machining expanded honeycomb, U.S. Patent No 3,413,708, 1968.
- [126] J. S.Nilsen, O. Wadsworth, Method and apparatus for machining and for holding during machining honeycomb material, Patent Number : 2905064, 1959.
- [127] C.G. Griffith, T.A.H. Jr, Method of machining honeycomb core, Patent Number: 2855664, 1958.
- [128] R. Carl, Three-dimensional honeycomb core machining apparatus and method, *US Pat. App.* 13/707,670. 1 (2012).
- [129] A. Hirayama, METHOD FOR CUTTING HONEYCOMB CORE, Patent Number: 6740268 B2, 1991. doi:10.1016/0166-1280(91)85125-Q.
- [130] R. Thiagaraj, R.M. Chris, J.R. McCullough, S. Mishra, Method of repairing, splicing, joining, machining, and stabilizing honeycomb core using pourable structural foam and a structure incorporating the same, *US 20140120305 A1*, 2014.
- [131] Y. V. Nasedkin, V.F. Tsarev, I. V. Zelenina, Cutting of aramide fiber-reinforced plastics by Co2 laser, *Mech. Compos. Mater.* 35 (1999) 259–264. doi:10.1117/1.JMM.13.2.023012.
- [132] D. Geng, D. Zhang, Y. Xu, F. He, D. Liu, Z. Duan, Rotary ultrasonic elliptical machining for side milling of CFRP: Tool performance and surface integrity, *Ultrasonics.* 59 (2015) 128–137. doi:10.1016/j.ultras.2015.02.006.
- [133] M.K. Nor Khairussima, C.H. Che Hassan, a. G. Jaharah, a. K.M. Amin, a. N. Md Idriss, Effect of chilled air on tool wear and workpiece quality during milling of carbon fibre-reinforced plastic, *Wear.* 302 (2013) 1113–1123. doi:10.1016/j.wear.2013.01.043.
- [134] R. Zitoune, M. El Mansori, V. Krishnaraj, Tribo-functional design of double cone drill implications in tool wear during drilling of copper mesh/CFRP/woven ply, *Wear.* 302 (2013) 1560–1567. doi:10.1016/j.wear.2013.01.046.
- [135] M. Haddad, R. Zitoune, H. Bougherara, F. Eyma, B. Castanié, Study of trimming damages of CFRP structures in function of the machining processes and their impact on the mechanical behavior, *Compos. Part B Eng.* 57 (2014) 136–143. doi:10.1016/j.compositesb.2013.09.051.
- [136] M. Saleem, L. Toubal, R. Zitoune, H. Bougherara, Investigating the effect of machining processes on the mechanical behavior of composite plates with circular holes, *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.* 55 (2013) 169–177. doi:10.1016/j.compositesa.2013.09.002.
- [137] R. Teti, Machining of Composite Materials, *CIRP Ann. - Manuf. Technol.* 51 (2002) 611–634. doi:10.1016/S0007-8506(07)61703-X.
- [138] Y. Karpat, O. Bahtiyar, B. Deger, Mechanistic force modeling for milling of unidirectional carbon fiber reinforced polymer laminates, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 56 (2012) 79–93. doi:10.1016/j.ijmachtools.2012.01.001.

- [139] M. Haddad, R. Zitoune, F. Eyma, B. Castanie, Study of the surface defects and dust generated during trimming of CFRP : Influence of tool geometry , machining parameters and cutting speed range, *Compos. PART A*. 66 (2014) 142–154. doi:10.1016/j.compositesa.2014.07.005.
- [140] A. DESSARTHE, Usinage des composites, *Tech. L'INGÉNIEUR*. (1997).
- [141] M. COMTE, Documentation technique de produits - Arêtes de forme non définie - Indication et cotation, NF ISO 13715. (2017).
- [142] T. Régnier, B. Marcon, Etude de la formation des bavures en coupe orthogonale à l'outil carbure dans un alliage d'Aluminium – Silicium., 9èmes Assises MUGV2016. (2016).
- [143] Découpage et emboutissage - Bavures des pièces métalliques découpées ou poinçonnées - Hauteur maximale admissible des bavures et méthode de mesurage, NF E81-010. (2012).
- [144] K. Ramesh, H. Han, The effects of grinding wheel speed on burr creation and surface quality, *Met. Finish*. Volume 101 (2003) 57–61.
- [145] A. Tiabi, Formation des bavures d'usinage et finition de pièces, École de technologie supérieure Montréal, 2010.
- [146] W. Shefelbine, D. Dornfeld, The Effect of Dry Machining on Burr Size, 2004.
- [147] D.A. Dornfeld, J.S. Kim, H. Dechow, J. Hewson, L.J. Chen, Drilling Burr Formation in Titanium Alloy, Ti-6Al-4V, *CIRP Ann. - Manuf. Technol.* 48 (1999) 73–76. doi:10.1016/S0007-8506(07)63134-5.
- [148] D. Dornfeld, S. Min, A Review of Burr Formation in Machining, 2010. doi:10.1007/978-3-642-00568-8.
- [149] L.C. da Silva, P.R. da Mota, M.B. da Silva, E.O. Ezugwu, A.R. Machado, Study of burr behavior in face milling of PH 13-8 Mo stainless steel, *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.* 8 (2015) 34–42. doi:10.1016/j.cirpj.2014.10.003.
- [150] A.A. Thakre, S. Soni, Modeling of burr size in drilling of aluminum silicon carbide composites using response surface methodology, *Eng. Sci. Technol. an Int. J.* 19 (2016) 1199–1205. doi:10.1016/j.jestch.2016.02.007.
- [151] J.-D. KIM, Y.-H. KANG, High-speed machining of aluminium using diamond endmills, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 37 (1995) 1155–1165.
- [152] G.-L. Chern, Experimental observation and analysis of burr formation mechanisms in face milling of aluminum alloys, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 46 (2006) 1517–1525. doi:10.1016/j.ijmachtools.2005.09.006.
- [153] T. Régnier, G. Fromentin, J. Outeiro, B. Marcon, A. D, A. Crolet, L.E.M. Arts, Experimental Investigation and Modelling of Burr Formation during Orthogonal Cutting of A356+0.5Cu Aluminium Alloy, Thirteenth. *Int. Conf. HIGH SPEED Mach.* 2016. (2016).
- [154] S. Kundu, S. Das, P.P. Saha, Optimization of drilling parameters to minimize burr by providing back-up support on aluminium alloy, in: *Procedia Eng.*, Elsevier B.V., 2014: pp. 230–240. doi:10.1016/j.proeng.2014.12.246.
- [155] S.A. Niknam, Burrs understanding, modeling and optimization during slot milling of aluminium alloys, Thesis, École de technologie supérieure université du Québec, 2013.
- [156] S.A. Niknam, Y. Zedan, V. Songmene, Machining Burrs Formation & Deburring of Aluminium Alloys, 2014. doi:10.5772/711.
- [157] D. Iliescu, Approches expérimentale et numérique de l'usinage a sec des composites carbone/époxy, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2008.
- [158] P. Guegan, Contribution à la qualification de l'usinage de matériaux composites à matrice organique, E.C. Nantes, 1994.
- [159] M. HADDAD, Étude de l'impact des défauts d'usinage des structures composites par détourage sur leur comportement mécanique, Université Toulouse III - Paul Sabatier, 2013.
- [160] R. Sreenivasulu, Optimization of surface roughness and delamination damage of GFRP composite material in end milling using taguchi design method and artificial neural network, *Procedia Eng.* 64 (2013) 785–794. doi:10.1016/j.proeng.2013.09.154.
- [161] S. SAKAMOTO, Y. KAJIWARA, H. YASUI, Precision drilling of cfrp (carbon fiber reinforced plastics) with coated tools, 22nd Annu. Meet. Am. Soc. Precis. Eng. ASPE. (2007). doi:10.1007/978-3-642-31187-1.
- [162] W. Hintze Wolfgang, D. Hartmann, C. Sch?tte, Occurrence and propagation of delamination during the machining of carbon fibre reinforced plastics (CFRPs) - An experimental study,

- Compos. Sci. Technol. 71 (2011) 1719–1726. doi:10.1016/j.compscitech.2011.08.002.
- [163] M.K.N. Khairussihma, A.K.N. Aqella, I.S.S. Sharifah, Optimization of Milling Carbon Fibre Reinforced Plastic Using RSM, *Procedia Eng.* 184 (2017) 518–528. doi:10.1016/j.proeng.2017.04.122.
- [164] R. Zitoune, L. Crouzeix, F. Collombet, T. Tamine, Y.-H. Grunevald, Behaviour of composite plates with drilled and moulded hole under tensile load, *Compos. Struct.* 93 (2011) 2384–2391. doi:10.1016/j.compstruct.2011.03.027.
- [165] L.M.P. Durão, D.J.S. Gonçalves, J.M.R.S. Tavares, V.H.C. de Albuquerque, a. Aguiar Vieira, a. Torres Marques, Drilling tool geometry evaluation for reinforced composite laminates, *Compos. Struct.* 92 (2010) 1545–1550. doi:10.1016/j.compstruct.2009.10.035.
- [166] R.Q. Sardiñas, P. Reis, J.P. Davim, Multi-objective optimization of cutting parameters for drilling laminate composite materials by using genetic algorithms, *Compos. Sci. Technol.* 66 (2006) 3083–3088. doi:10.1016/j.compscitech.2006.05.003.
- [167] T. sunny, J. Babu, J. Philip, Experimental Studies on Effect of Process Parameters on Delamination in Drilling GFRP Composites Using Taguchi Method, *Procedia Mater. Sci.* 6 (2014) 1131–1142. doi:10.1016/j.mspro.2014.07.185.
- [168] K. Palanikumar, Experimental investigation and optimisation in drilling of GFRP composites, *Meas. J. Int. Meas. Confed.* 44 (2011) 2138–2148. doi:10.1016/j.measurement.2011.07.023.
- [169] S.M. Grove, E. Popham, M.E. Miles, An investigation of the skin/core bond in honeycomb sandwich structures using statistical experimentation techniques, *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.* 37 (2006) 804–812. doi:10.1016/j.compositesa.2005.07.005.
- [170] H. Tchoutouo, N. Gandy, Adhesiveless Honeycomb Sandwich Structure With Carbon Graphite Prepreg for Primary Structural Application: a Comparative Study To the Use of Adhesive Film, Thesis, Department of Mechanical Engineering and the faculty of the Graduate School of Wichita State University, 2012.
- [171] S. Khan, Bonding of Sandwich Structures - The Facesheet/Honeycomb Interface - A Phenomenological Study, *Sampe.* (2007) 9.
- [172] J. Rion, Y. Leterrier, J.E. Manson, Prediction of the adhesive fillet size for skin to honeycomb core bonding in ultra-light sandwich structures, *Compos. Part A.* 39 (2008) 1547–1555. doi:10.1016/j.compositesa.2008.05.022.
- [173] H.E. Chandler, Machining of Metal-Matrix Composites and Honeycomb Structures., in: *ASM Handb.* 16, 1989: pp. 893–901.
- [174] M. Subramanian, M. Sakthivel, K. Sooryaprakash, R. Sudhakaran, Optimization of cutting parameters for cutting force in shoulder milling of Al7075-T6 using response surface methodology and genetic algorithm, *Procedia Eng.* 64 (2013) 690–700. doi:10.1016/j.proeng.2013.09.144.
- [175] M.C. Santos, A.R. Machado, W.F. Sales, M.A.S. Barrozo, E.O. Ezugwu, Machining of aluminum alloys: a review, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 86 (2016) 3067–3080. doi:10.1007/s00170-016-8431-9.
- [176] D.S. Kilic, S. Raman, Observations of the tool-chip boundary conditions in turning of aluminum alloys, *Wear.* 262 (2007) 889–904. doi:10.1016/j.wear.2006.08.019.
- [177] I. Zaghbani, V. Songmene, A force-temperature model including a constitutive law for Dry High Speed Milling of aluminium alloys, *J. Mater. Process. Technol.* 209 (2009) 2532–2544. doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.05.050.
- [178] M.Y. Tsai, S.Y. Chang, J.P. Hung, C.C. Wang, Investigation of milling cutting forces and cutting coefficient for aluminum 6060-T6, *Comput. Electr. Eng.* 51 (2016) 320–330. doi:10.1016/j.compeleceng.2015.09.016.
- [179] N. Grossi, L. Sallese, A. Scippa, G. Campatelli, Speed-varying cutting force coefficient identification in milling, *Precis. Eng.* 42 (2015) 321–324. doi:10.1016/j.precisioneng.2015.04.006.
- [180] N. Rajesh Mathivanan, B.S. Mahesh, H. Anup Shetty, An experimental investigation on the process parameters influencing machining forces during milling of carbon and glass fiber laminates, *Meas. J. Int. Meas. Confed.* 91 (2016) 39–45. doi:10.1016/j.measurement.2016.04.077.
- [181] R. Vinayagamorthy, S.V. Bhaskar, B.B.G. Kumar, Experimental investigations on end milling

- of natural jute fiber reinforced composites, *Int. Conf. Recent Adv. Mech. Eng.* 2012. (2012) 1–6.
- [182] F.D. Ning, W.L. Cong, Z.J. Pei, C. Treadwell, Rotary ultrasonic machining of CFRP: A comparison with grinding, *Ultrasonics*. 66 (2016) 125–132. doi:10.1016/j.ultras.2015.11.002.
- [183] A.G. Bratukhin, V.S. Bogolyubov, *Composite Manufacturing Technology*, 1995. doi:10.1007/978-94-011-1268-0.
- [184] T. Elgnemi, K. Ahmadi, V. Songmene, J. Nam, M.B.G. Jun, Effects of atomization-based cutting fluid sprays in milling of carbon fiber reinforced polymer composite, *J. Manuf. Process.* 30 (2017) 133–140. doi:10.1016/j.jmapro.2017.09.011.
- [185] H. Hocheng, H.Y. Puw, Y. Huang, Preliminary study on milling of unidirectional carbon fibre-reinforced plastics, *Compos. Manuf.* 4 (1993) 103–108. doi:10.1016/0956-7143(93)90077-L.
- [186] M.P. Jenarathanan, R. Jeyapaul, Optimisation of machining parameters on milling of GFRP composites by desirability function analysis using Taguchi method, *Int. J. Eng. Sci. Technol.* 5 (2013) 23–36.
- [187] J.P. Davim, P. Reis, C. Conceic, A study on milling of glass fiber reinforced plastics manufactured by hand-lay up using statistical analysis (ANOVA), *Compos. Struct.* 64 (2004) 493–500. doi:10.1016/j.compstruct.2003.09.054.
- [188] T. Chung-chen, H. Hong, Comparison of the tool life of tungsten carbides coated by multi-layer TiCN and TiAlCN for end mills using the Taguchi method, *J. Manuf. Syst.* 21 (2002) 6–9.
- [189] L.L. Hu, X.L. He, G.P. Wu, T.X. Yu, Dynamic crushing of the circular-celled honeycombs under out-of-plane impact, *Int. J. Impact Eng.* 75 (2015) 150–161. doi:10.1016/j.ijimpeng.2014.08.008.
- [190] L. Aktay, A.F. Johnson, B.H. Kröplin, Numerical modelling of honeycomb core crush behaviour, *Eng. Fract. Mech.* 75 (2008) 2616–2630. doi:10.1016/j.engfracmech.2007.03.008.
- [191] D. GRAU, *Relating interfacial fracture toughness to core thickness in honeycomb-core sandwich composites*, UNIVERSITY OF FLORIDA, 2003.
- [192] M. DAVIS, M.J., Chester, R.J., Perl, D.R., Pomerleau, E., Vallerand, *Honeycomb bond and core durability issues; experiences within credp nation*, *Aging Aircr. Conf.* (1998).
- [193] M.J. Davis, D.A. Bond, The importance of failure mode identification in adhesive bonded aircraft structures and repairs, in: *ISASI Aust. Saf. Semin. Canb Erra*, 2010: pp. 1–12.
- [194] A. Rider, *The Durability of Metal-Honeycomb Sandwich Structure Exposed to High Humidity Conditions*, *Def. Sci. Technol. Organ. VICTORIA Aeronaut. Marit. Res. LAB.* (2002).
- [195] H. Zhao, I. Elnasri, S. Abdennadher, An experimental study on the behaviour under impact loading of metallic cellular materials, *Int. J. Mech. Sci.* 47 (2005) 757–774. doi:10.1016/j.ijmecsci.2004.12.012.
- [196] HM Wire International. inc, Aluminum 5056-0, (2010) 5056. http://www.hmwire.com/NewPDFs/Aluminum_5056_Information.pdf.
- [197] J.Y. Sheikh-Ahmad, *Machining of polymer composites*, Springer, 2009.
- [198] F. Dolatabadi, *Étude de l'influence du mode de lubrification sur les performances d'usinage du composite à matrices d'aluminium étude de l'influence du mode de lubrification sur les performances d'usinage du composite à matrices d'aluminium*, Thèse, École Polytechnique de Montréal, 2010.
- [199] G. Petrone, S. Rao, S. De Rosa, B.R. Mace, F. Franco, D. Bhattacharyya, Behaviour of fibre-reinforced honeycomb core under low velocity impact loading, *Compos. Struct.* 100 (2013) 356–362. doi:10.1016/j.compstruct.2013.01.004.
- [200] J.A. Ghani, I.A. Choudhury, H.H. Hassan, Application of Taguchi method in the optimization of end milling parameters, *J. Manuf. Syst.* 23 (2004) 84–92. doi:10.1016/S0924-0136(03)00865-3.
- [201] M.S. Sukumar, P. Venkata Ramaiah, A. Nagarjuna, Optimization and prediction of parameters in face milling of Al-6061 using taguchi and ANN approach, *Procedia Eng.* 97 (2014) 365–371. doi:10.1016/j.proeng.2014.12.260.
- [202] V. Krishnaraj, R. Zitoune, F. Collombet, Study of drilling of multi-material (CFRP/Al) using Taguchi and statistical techniques, *Usak Univ. J. Mater. Sci.* 1 (2012) 95–109.
- [203] K. Palanikumar, Application of Taguchi and response surface methodologies for surface roughness in machining glass fiber reinforced plastics by PCD tooling, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 36 (2008) 19–27. doi:10.1007/s00170-006-0811-0.
- [204] B.M. Gopalsamy, B. Mondal, S. Ghosh, Taguchi method and anova: An approach for process

- parameters optimization of hard machining while machining hardened steel, *J. Sci. Ind. Res. (India)*. 68 (2009) 686–695.
- [205] M.S. Shahrom, N.M. Yahya, A.R. Yusoff, Taguchi method approach on effect of lubrication condition on surface roughness in milling operation, *Procedia Eng.* 53 (2013) 594–599. doi:10.1016/j.proeng.2013.02.076.
- [206] P.M. George, B.K. Raghunath, L.M. Manocha, A.M. Warriar, EDM machining of carbon – carbon composite — a Taguchi approach, 145 (2004) 66–71. doi:10.1016/S0924-0136(03)00863-X.
- [207] R. Voss, L. Seeholzer, F. Kuster, K. Wegener, Influence of fibre orientation, tool geometry and process parameters on surface quality in milling of CFRP, *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.* 18 (2017) 75–91. doi:10.1016/j.cirpj.2016.10.002.
- [208] S. Zenia, L. Ben Ayed, M. Nouari, A. Delamézière, Numerical analysis of the interaction between the cutting forces , induced cutting damage , and machining parameters of CFRP composites, (2015) 465–480. doi:10.1007/s00170-014-6600-2.
- [209] M. Dursapt, Aide-mémoire de métrologie dimensionnelle, Dunod, 2009.
- [210] US Department of Defense, Composite Materials Handbook Volume 1: Polymer Matrix Composites - Guidelines for Characterisation of Structural Materials, *Compos. Mater. Handb. Ser. 1* (2002) 1–586.
- [211] W. Abu-ain, S. Norul, H. Sheikh, B. Bataineh, T. Abu-ain, K. Omar, Skeletonization Algorithm for Binary Images, *Procedia Technol.* 11 (2013) 704–709. doi:10.1016/j.protcy.2013.12.248.
- [212] G. Klette, *Skeletons in Digital Image Processing*, 2002.
- [213] J.P. Davim, P. Reis, Damage and dimensional precision on milling carbon fiber-reinforced plastics using design experiments, *J. Mater. Process. Technol.* 160 (2005) 160–167. doi:10.1016/j.jmatprotec.2004.06.003.
- [214] S.B. Sahare, S.P. Untawale, S.S. Chaudhari, R.L. Shrivastav, P.D. Kamble, Experimental investigation of end milling operation on Al2024, *Mater. Today Proc.* 4 (2017) 1357–1365. doi:10.1016/j.matpr.2017.01.157.
- [215] T.P. Mahesh, R. Rajesh, Optimal Selection of Process Parameters in CNC End Milling of Al 7075-T6 Aluminium Alloy Using a Taguchi-fuzzy Approach, *Procedia Mater. Sci.* 5 (2014) 2493–2502. doi:10.1016/j.mspro.2014.07.501.
- [216] S. Moshat, S. Datta, A. Bandyopadhyay, P. Pal, Optimization of CNC end milling process parameters using PCA-based Taguchi method, *Int. J. Eng. Sci. Technol.* 2 (2010) 95–102. doi:10.4314/ijest.v2i1.59096.
- [217] R. Zitoune, B.S.E. Bouacif, F. Collombet, V. Krishnaraj, O. Zindulka, A. Jolin, Etude de la qualité d’usinage lors du perçage d’un multi-matériau de type CFRP/Aluminium, *JNC* 17. (2011).
- [218] M. Ramulu, C.W. Wern, J.L. Garbini, Effect of fibre direction on surface roughness measurements of machined graphite/epoxy composite, *Compos. Manuf.* 4 (1993) 39–51. doi:10.1016/0956-7143(93)90015-Z.
- [219] S. Rawat, H. Attia, Wear mechanisms and tool life management of WC–Co drills during dry high speed drilling of woven carbon fibre composites, *Wear.* 267 (2009) 1022–1030. doi:10.1016/j.wear.2009.01.031.
- [220] A. Faraz, D. Biermann, K. Weinert, Cutting edge rounding: An innovative tool wear criterion in drilling CFRP composite laminates, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 49 (2009) 1185–1196. doi:10.1016/j.ijmachtools.2009.08.002.
- [221] K.H. Park, A. Beal, D.D.W. Kim, P. Kwon, J. Lantrip, Tool wear in drilling of composite/titanium stacks using carbide and polycrystalline diamond tools, *Wear.* 271 (2011) 2826–2835. doi:10.1016/j.wear.2011.05.038.
- [222] Y. Aminanda, B. Castanie, J.J. Barrau, P. Thevenet, Experimental and numerical study of compression after impact of sandwich structures with metallic skins, *Compos. Sci. Technol.* 69 (2009) 50–59. doi:10.1016/j.compscitech.2007.10.045.
- [223] C.C. Foo, G.B. Chai, L.K. Seah, Mechanical properties of Nomex material and Nomex honeycomb structure, *Compos. Struct.* 80 (2007) 588–594. doi:10.1016/j.compstruct.2006.07.010.
- [224] Y. Aminanda, B. Castani, J.J. Barrau, P. Thevenet, Experimental analysis and modeling of the

- crushing of honeycomb cores, in: *Appl. Compos. Mater.*, 2005: pp. 213–227. doi:10.1007/s10443-005-1125-3.
- [225] F. Hähnel, K. Wolf, Simulation of the damage tolerance behaviour of CFRP/Honeycomb sandwich based on measured properties of the resin impregnated core paper, *Proc. 13th Int. Conf. Compos. Mater. Stock. (208AD)* 2–4. doi:10.1007/978-3-540-79432-5.
- [226] D. Asprone, F. Auricchio, C. Menna, S. Morganti, A. Prota, A. Reali, Statistical finite element analysis of the buckling behavior of honeycomb structures, *Compos. Struct.* 105 (2013) 240–255. doi:10.1016/j.compstruct.2013.05.014.
- [227] P.F. Liu, J.Y. Zheng, Progressive failure analysis of carbon fiber/epoxy composite laminates using continuum damage mechanics, *Mater. Sci. Eng. A.* 485 (2008) 711–717. doi:10.1016/j.msea.2008.02.023.
- [228] G.S. Padhi, R.A. Shenoj, S.S.J. Moy, G.L. Hawkins, Progressive failure and ultimate collapse of laminated composite plates in bending, *Compos. Struct.* 40 (1997) 277–291. doi:10.1016/S0263-8223(98)00030-0.
- [229] K.S. Gemkow, R. Vignjevic, Strain-softening in continuum damage models : Investigation of MAT_058, 9th European LS-DYNA Conf. (2013).
- [230] G. Perillo, Numerical application of three-dimensional failure criteria for laminated composite materials, *SIMULIA Cust. Conf.* (2011) 1–15.
- [231] S. Zenia, L. Ben Ayed, M. Nouari, A. Delamézière, Numerical prediction of the chip formation process and induced damage during the machining of carbon/epoxy composites, *Int. J. Mech. Sci.* 90 (2015) 89–101. doi:10.1016/j.ijmecsci.2014.10.018.
- [232] S. Zenia, L. Ben Ayed, M. Nouari, A. Delamézière, An elastoplastic constitutive damage model to simulate the chip formation process and workpiece subsurface defects when machining CFRP composites, *Procedia CIRP.* 31 (2015) 100–105. doi:10.1016/j.procir.2015.03.100.
- [233] L. Lasri, M. Nouari, M. El Mansori, Modelling of chip separation in machining unidirectional FRP composites by stiffness degradation concept, *Compos. Sci. Technol.* 69 (2009) 684–692. doi:10.1016/j.compscitech.2009.01.004.
- [234] D.H. Wang, M. Ramulu, D. Arola, Orthogonal cutting mechanisms of graphite/epoxy composite. Part I: unidirectional laminate, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 35 (1995) 1623–1638. doi:10.1016/0890-6955(95)00014-O.
- [235] R. Zitouné, F. Collombet, F. Lachaud, R. Piquet, P. Pasquet, Experiment-calculation comparison of the cutting conditions representative of the long fiber composite drilling phase, *Compos. Sci. Technol.* 65 (2005) 455–466. doi:10.1016/j.compscitech.2004.09.028.
- [236] R. Voß, M. Henerichs, F. Kuster, K. Wegener, Chip root analysis after machining carbon fiber reinforced plastics (CFRP) at different fiber orientations, *Procedia CIRP.* 14 (2014) 217–222. doi:10.1016/j.procir.2014.03.013.
- [237] X.M. Wang, L.C. Zhang, An experimental investigation into the orthogonal cutting of unidirectional fibre reinforced plastics.pdf, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 43 (2003) 1015–1022.
- [238] G.B. Chai, S. Zhu, A Review of Low-velocity Impact on Sandwich Structures, (n.d.) 1–54.
- [239] V. Crupi, G. Epasto, E. Guglielmino, H. Mozafari, S. Najafian, Computed tomography-based reconstruction and finite element modelling of honeycomb sandwiches under low-velocity impacts, *J. Sandw. Struct. Mater.* 16 (2014) 377–397. doi:10.1177/1099636214531515.
- [240] S. Ryan, Hypervelocity Impact Induced Disturbances on Composite Sandwich, Thesis, School of Aerospace, Mechanical and Manufacturing Engineering Science, Engineering and Technology Portfolio RMIT University, 2007.
- [241] G.R. Johnson, W.H. Cook, Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, *Eng. Fract. Mech.* 21 (1985) 31–48. doi:10.1016/0013-7944(85)90052-9.
- [242] L. Kruszka, J. Janiszewski, Experimental analysis and constitutive modelling of steel of A-IIIN strength class, *EPJ Web Conf.* 94 (2015) 05007. doi:10.1051/epjconf/20159405007.
- [243] K. Vedantam, D. Bajaj, N.S. Brar, S. Hill, Johnson - Cook strength models for mild and DP 590 steels, *AIP Conf. Proc.* 845 I (2006) 775–778. doi:10.1063/1.2263437.
- [244] G.T. Camacho, M. Ortiz, Adaptive Lagrangian modelling of ballistic penetration of metallic targets, *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 142 (1997) 269–301. doi:10.1016/S0045-7825(96)01134-6.

- [245] H. Abdulhamid, A. Kolopp, C. Bouvet, S. Rivallant, Experimental and numerical study of AA5086-H111 aluminum plates subjected to impact, *Int. J. Impact Eng.* 51 (2013) 1–12. doi:10.1016/j.ijimpeng.2012.06.011.
- [246] A.H. Clausen, T. Børvik, O.S. Hopperstad, A. Benallal, Flow and fracture characteristics of aluminium alloy AA5083-H116 as function of strain rate, temperature and triaxiality, *Mater. Sci. Eng. A.* 364 (2004) 260–272. doi:10.1016/j.msea.2003.08.027.
- [247] K.U.S. Manual, LS-DYNA® Keyword User’S Manual, 2012.
- [248] A. Kolopp, R.A. Alvarado, S. Rivallant, C. Bouvet, Modeling impact on aluminium sandwich including velocity effects in honeycomb core, *J. Sandw. Struct. Mater.* 15 (2013) 733–757. doi:10.1177/1099636213501102.
- [249] A. Kolopp, Impact sur structures sandwichés pour application de blindage aéronautique, Thèse, Université Toulouse 3 Paul Sabatier, 2012.
- [250] P. Liu, Y. Liu, X. Zhang, Internal-structure-model based simulation research of shielding properties of honeycomb sandwich panel subjected to high-velocity impact, *Int. J. Impact Eng.* 77 (2015) 1–14. doi:10.1016/j.ijimpeng.2014.11.004.

