



HAL
open science

Maîtrise de l'intégrité de surface par la surveillance d'usinage sur les pièces critiques en superalliage de turbomoteurs aéronautiques

Vincent Dutilh

► To cite this version:

Vincent Dutilh. Maîtrise de l'intégrité de surface par la surveillance d'usinage sur les pièces critiques en superalliage de turbomoteurs aéronautiques. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Institut National Polytechnique de Toulouse - INPT, 2011. Français. NNT : 2011INPT0022 . tel-04231292

HAL Id: tel-04231292

<https://theses.hal.science/tel-04231292>

Submitted on 6 Oct 2023

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

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



THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par : *Institut National Polytechnique de Toulouse*

Discipline ou spécialité : *Génie Mécanique, Mécanique des Matériaux*

Présentée et soutenue par : *Vincent DUTILH*

Le 24 mai 2011

Maîtrise de l'intégrité de surface par la surveillance d'usinage sur les pièces critiques en superalliage de turbomoteurs aéronautiques

JURY

<i>M. TIDU Albert</i>	<i>Professeur des Universités, LETAM, ENIM</i>	<i>Rapporteur</i>
<i>M. RECH Joël</i>	<i>Maître de Conférences-HDR, LTDS, ENISE</i>	<i>Rapporteur</i>
<i>M. FURET Benoit</i>	<i>Professeur des Universités, IRCCyN, ECN</i>	<i>Président du Jury</i>
<i>M. COLIN Christophe</i>	<i>Chargé de recherche, CdM, ENSMP</i>	<i>Membre</i>
<i>M. KARAMA Moussa</i>	<i>Professeur des Universités, LGP, ENIT</i>	<i>Directeur de thèse</i>
<i>M. DESSEIN Gilles</i>	<i>Professeur des Universités, LGP, ENIT</i>	<i>Membre</i>
<i>M. ALEXIS Joël</i>	<i>Maitre de conférences, LGP, ENIT</i>	<i>Membre</i>
<i>Mlle. PERRIN Géraldine</i>	<i>Ingénieur, Turbomeca</i>	<i>Membre</i>

École doctorale : *Mécanique, Énergétique, Génie civil et Procédés (MEGeP)*

Unité de recherche : *Laboratoire Génie de Production de l'École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes*

Directeur de thèse : *M. Moussa KARAMA*

Remerciements

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire ont été effectués au sein de la société Turbomeca en collaboration avec le Laboratoire Génie de Production de l'École Nationale d'Ingénieurs de Tarbes. À l'issue de ce travail, je tiens à remercier toutes les personnes qui, de près ou de loin, m'ont aidé pour la réalisation de cette thèse.

Ainsi, je remercie les membres du jury d'avoir accepté d'examiner cette thèse et de l'intérêt qu'ils ont porté à mes travaux : Jean-Claude GARCIA qui m'a permis d'effectuer ma thèse dans des conditions idéales au sein de son service et également M. Moussa KARAMA, Professeur à l'ENI de Tarbes, d'avoir été mon directeur de thèse.

Une part importante de la réussite de ces travaux de recherche est liée à l'encadrement dynamique de Mlle Géraldine PERRIN, Docteur Ingénieur au sein de Turbomeca, de M. Gilles DESSEIN et Joël ALEXIS, Professeur et Maître de conférences à l'ENI de Tarbes. Je les remercie très sincèrement de la confiance qu'ils m'ont accordée depuis le début de mes recherches. Par leurs conseils, leur disponibilité et leurs qualités autant scientifiques qu'humaines, ils m'ont permis de mener à bien cette thèse. Qu'ils trouvent ici l'expression de mon amitié la plus sincère.

Je remercie toutes les personnes avec lesquelles j'ai pu collaborer dans le cadre de ma thèse notamment toute l'équipe du SIP de Turbomeca pour le soutien avisé qu'ils m'ont apporté et les bons moments passés ensemble.

Je tiens à saluer l'ensemble des personnes du laboratoire de l'ENI de Tarbes qui m'ont toujours apportées leur aide et conseils, et tout particulièrement mes collègues usineurs Andrei, Sébastien, Vincent et Toufic.

Je tiens à remercier Romain BORDEYNE et Rémi FOURNADET pour leurs contributions à ces travaux.

Je remercie mon collègue de bureau François PICHOT pour sa bonne humeur et sa patience. Je lui souhaite bon courage pour la fin de sa thèse.

Enfin, je ne pourrais conclure sans remercier mes parents, mon frère et bien entendu Agnès. Qu'ils trouvent ici toute ma reconnaissance pour la patience et le soutien dont ils ont fait preuve tout au long de ces trois années.

Table des matières

Table des illustrations.....	V
Abréviations.....	XIII
Introduction Générale.....	1
Chapitre I : Contexte de l'étude.....	5
Introduction	5
I.1 Environnement de l'étude.....	6
I.1.1 Définition des pièces critiques aéronautiques	6
I.1.2 Fondement des consortiums concernant les pièces critiques.....	7
I.1.3 Utilisation de la surveillance en usinage dans l'aéronautique	10
I.2 Projet européen ACCENT	11
I.2.1 Concept et objectif.....	11
I.2.2 Démarche.....	11
I.2.3 Organisation du projet.....	12
I.3 Cadre des travaux de la thèse	13
I.3.1 Pièce d'étude et opération d'usinage	13
I.3.2 Démarche de la thèse.....	15
Synthèse	16
Chapitre II : Etude expérimentale de la coupe.....	17
Introduction	18
II.1 Etat de l'art sur l'étude de la coupe.....	19
II.1.1 Perçage	19
II.1.1.1 Paramètres de perçage	19
II.1.1.2 Efforts de coupe.....	20
II.1.2 Méthodologie d'essais.....	23
II.1.2.1 Couple-Outil-Matière	23
II.1.2.2 Plans d'expériences en usinage	24
II.1.2.3 Choix des paramètres d'essais	26
II.1.3 Usure des outils dans les superalliages base-nickel.....	28
II.1.4 Synthèse de l'état de l'art	29
II.2 Démarche expérimentale appliquée au perçage	30
II.2.1 Dispositif expérimental	30
II.2.1.1 Description de l'outil.....	30
II.2.1.2 Machines d'essais.....	31
II.2.1.3 Pièce et montage d'essais	31
II.2.1.4 Dispositifs de surveillance.....	32
II.2.2 Conditions d'usinage en mode « normal »	33
II.2.2.1 Couple-Outil-Matière appliqué à l'opération de perçage	33

II.2.2.2	Essais « Cartographie » Vc/f	34
II.2.3	Conditions d'usinage en mode « perturbé »	36
II.2.3.1	Essais de coupure de lubrification	37
II.2.3.2	Essais avec variation du contexte d'usinage	38
II.2.4	Synthèse des essais réalisés en perçage	39
II.3	Influence des conditions de coupe sur l'usure	40
II.3.1	Caractérisation de l'usure du foret	40
II.3.2	Evolution de l'usure en fonction des conditions de coupe	42
II.3.3	Influence des conditions perturbées sur l'usure de l'outil	44
II.3.4	Synthèse sur l'usure de l'outil	45
Conclusion	46

Chapitre III : Intégrité de surface.....47

Introduction	48
III.1 Etat de l'art de l'intégrité de surface	49
III.1.1	Superaliages	49
III.1.2	Caractéristiques de l'Udimet [®] 720	50
III.1.2.1	Microstructure de l'Udimet [®] 720	50
III.1.2.2	Elaboration des disques de turbine en Udimet [®] 720	51
III.1.2.3	Traitement thermique de l'Udimet [®] 720	52
III.1.3	Définition de l'intégrité de surface en usinage	53
III.1.3.1	Moyens de caractérisation de l'intégrité de surface	53
III.1.3.2	Anomalies d'usinage	54
III.1.3.3	Association d'anomalies	57
III.1.4	Influence des paramètres d'usinage sur les anomalies	57
III.1.5	Influence des anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue des pièces	60
III.1.6	Synthèse de l'état de l'art sur l'intégrité de surface	62
III.2 Intégrité de surface des essais de perçage	63
III.2.1	Caractéristiques mécaniques des pièces d'essais	63
III.2.2	Caractérisation des anomalies d'usinage	64
III.2.2.1	Critères dimensionnels du trou	64
III.2.2.2	Anomalies de surface	65
III.2.2.3	Anomalies en sous-couche	67
III.2.3	Evolution des anomalies d'usinage au cours du perçage	72
III.2.4	Valeurs acceptables des critères d'intégrité de surface	74
III.2.5	Discussion sur la caractérisation des anomalies d'usinage	76
III.3 Relations conditions de coupe – intégrité de surface – usure	77
III.3.1	Influence des conditions de coupe sur l'intégrité de surface	77
III.3.1.1	Approche globale	78
III.3.1.2	Approche locale	81
III.3.2	Détermination du domaine d'intégrité de surface acceptable	85
III.3.3	Discussion sur la modélisation de l'intégrité de surface	87
III.3.4	Influence des conditions perturbées sur l'intégrité de surface	88
III.3.4.1	Influence des coupures de lubrification sur l'intégrité de surface	88
III.3.4.2	Influence des variations du contexte d'usinage sur l'intégrité de surface	89
III.3.5	Discussion de l'évolution des anomalies en fonction des conditions de coupe	91
III.4 Influence d'une couche de grains enchâssés sur la tenue en fatigue	92
III.4.1	Dispositif expérimental	92

III.4.2 Recherche et choix des conditions d'usinage pour générer les anomalies sur les éprouvettes.....	93
III.4.3 Anomalies générées et plan d'essais	93
III.4.4 Résultats de l'étude.....	95
III.4.5 Discussion des résultats de fatigue	97
Conclusion sur l'intégrité de surface	98
Chapitre IV : Analyse des signaux.....	99
Introduction	100
IV.1 Etat de l'art de la surveillance en usinage.....	101
IV.1.1 Systèmes de mesure.....	101
IV.1.1.1 Mesure de puissance et de courant	102
IV.1.1.2 Mesure d'efforts	103
IV.1.1.3 Mesure de vibrations par accéléromètres	103
IV.1.1.4 Autres types de mesures	104
IV.1.2 Traitement des signaux.....	105
IV.1.2.1 Analyse temporelle.....	105
IV.1.2.2 Analyse fréquentielle.....	106
IV.1.3 Influence des conditions d'usinage sur les signaux.....	107
IV.1.4 Synthèse de l'état de l'art des moyens de surveillance d'usinage	108
IV.2 Caractérisation des signaux enregistrés	109
IV.2.1 Choix et caractéristiques des capteurs utilisés.....	109
IV.2.2 Traitement des signaux enregistrés.....	110
IV.2.2.1 Analyse temporelle des signaux de perçage	110
IV.2.2.2 Analyse fréquentielle des signaux de perçage	112
IV.2.2.3 Corrélation entre les pics fréquents mesurés	116
IV.2.3 Liste des critères choisis.....	117
IV.2.4 Synthèse sur la caractérisation des signaux	119
IV.3 Relations conditions de coupe – usure – signaux	120
IV.3.1 Influence des conditions de coupe sur les signaux	120
IV.3.1.1 Approche globale.....	120
IV.3.1.2 Etablissement des seuils sur les signaux correspondant à une rupture de l'outil	125
IV.3.1.3 Approche locale.....	126
IV.3.2 Influences des conditions perturbées sur les signaux	127
IV.3.2.1 Influence des coupures de lubrification	127
IV.3.2.2 Influence des variations du contexte d'usinage	129
IV.3.3 Synthèse de l'influence des conditions d'usinage sur les signaux	131
Conclusion	132
Chapitre V : Corrélation entre les signaux et l'intégrité de surface.....	133
Introduction	134
V.1 Etat de l'art sur la surveillance d'usinage.....	135
V.1.1 Mise au point d'un système de surveillance d'usinage	135
V.1.1.1 Sélection des critères de surveillance	135

V.1.1.2	Modélisation des relations	136
V.1.1.3	Prise de décision	137
V.1.2	Application de la surveillance d'usinage pour la maîtrise de l'intégrité de surface	139
V.1.2.1	Modélisation de l'usure de l'outil	139
V.1.2.2	Modélisation de l'intégrité de surface	140
V.1.3	Synthèse de l'état de l'art de la surveillance en usinage	144
V.2	Corrélations entre les signaux et l'intégrité de surface	145
V.2.1	Corrélations directes entre l'intégrité de surface et les signaux	145
V.2.1.1	Corrélation entre le profil de rugosité et la puissance de coupe	145
V.2.1.2	Corrélation entre les couches affectées et la puissance de coupe	147
V.2.1.3	Discussion sur les corrélations directes	153
V.2.2	Analyse statistique	154
V.2.2.1	Approche globale	154
V.2.2.2	Approche locale	158
V.2.3	Discussion sur les modèles	160
V.2.3.1	Influence des conditions de coupe et de l'usure outil dans la modélisation	161
V.2.3.2	Prise en compte des perturbations d'usinage	162
V.2.3.3	Autres modèles expérimentés	163
V.3	Application de la détection et de la quantification des anomalies d'usinage en perçage	164
V.3.1	Définition du capteur idéal pour le contrôle de l'intégrité de surface	164
V.3.2	Actions à appliquer lors de la détection d'une anomalie	166
V.3.3	Utilisation de la surveillance d'usinage pour la validation du procédé	167
V.4	Application de la méthode à l'opération de finition	168
Conclusion	169
Conclusion générale		171
Perspectives		175
Références bibliographiques		177
Annexes		185

Table des illustrations

Figure 1 :	Articulation des chapitres.....	2
Chapitre I	Contexte de l'étude	
Figure I.1.1 :	Vue en coupe du moteur Turbomeca Arrius 2B.....	6
Figure I.1.2 :	Accident de Pensacola 1996 [ManHIRP 2004].....	8
Figure I.1.3 :	Comparaison de la quantité d'outils nécessaires à la fabrication de la motorisation d'une automobile et d'un moteur d'avion [ACCENT 2008].	9
Figure I.2.1 :	Boucle de contrôle des processus de fabrication [ACCENT 2008].....	11
Figure I.2.2 :	Procédure standard ACCENT pour la définition de la fenêtre de paramètres d'usinage [ACCENT 2008].	12
Tableau I.2.1 :	Liste des partenaires du projet ACCENT.	13
Tableau I.2.2 :	Matrice Procédé/Matériau du projet ACCENT.	13
Figure I.3.1 :	Simulation du chargement mécanique d'un disque de turbine HP (source Turbomeca).....	14
Tableau I.3.1 :	Détail des opérations pour la réalisation des alésages des disques de turbine.....	14
Figure I.3.2 :	Illustration des différentes opérations d'usinage de l'alésage central d'un disque de turbine HP en Udimet® 720.....	14
Chapitre II	Etude expérimentale de la coupe	
Tableau II.1.1 :	Paramètres auxiliaires du procédé de perçage.....	20
Figure II.1.1 :	Illustration des principaux paramètres d'un perçage [Sandvik-Coromant 2001].	20
Figure II.1.2 :	Estimation de contribution des listels, des arêtes et de l'âme d'un foret sur le couple suivant l'axe de broche pour un perçage Ø12 dans du Ti6Al4V [Bonnet 2009].....	21
Tableau II.1.2 :	Paramètres du COM ² pour optimiser par la surveillance un usinage [Charbonnaud 2000].	24
Figure II.1.3 :	Schématisme d'un système.....	25
Tableau II.1.3 :	Avantages et inconvénients des plans d'expériences appliqués à la recherche et à l'industrie [Arsaut 2001].	26
Figure II.1.4 :	Détermination de domaines d'intégrité de surface en fonction de l'usure outil en dépouille (Vb) et du débit copeau (Q) [Kwong 2008].....	27
Figure II.1.5 :	Transposition des paramètres adimensionnées à un domaine Vc-f [Klocke 2010].	28
Figure II.2.1 :	Foret Iscar Chamdrill.	30
Figure II.2.2 :	Centres d'usinage : (a) Olympic VK1055 et (b) Huron KX10.	31
Figure II.2.3 :	(a) Montage de perçage et (b) plan de l'éprouvette de perçage.	32
Figure II.2.4 :	Evolution (a) des coefficients spécifiques de coupe Kc,c (Mz) et Kc,c (Pc) en fonction de Vc et (b) du coefficient spécifique Kc,f en fonction de f.....	34
Figure II.2.5 :	(a) Conditions de coupe testées pour les essais « cartographie » et (b) formes des copeaux en fonction des vitesses de coupe et d'avance testées.	35
Figure II.2.6 :	Evolution des pressions spécifiques de coupe (a) Kc,c (Mz) et (b) Kc,f en fonction des conditions de coupe.	36
Figure II.2.7 :	Conditions de coupe testées pour les essais de coupure de lubrification (CL1 à CL4).	37
Tableau II.2.1 :	Paramètres du plan d'expériences.	38

Tableau II.2.2 :	Structure de l'alias du plan d'expériences.	39
Figure II.3.1 :	Caractérisation de l'usure du foret Iscar : (a) dépouille, (b) listel, (c) face de coupe.	40
Figure II.3.2 :	Stades d'usure du foret : (a) abrasion du revêtement, (b) formation d'une arête rapportée et (c) effondrement de l'arête de coupe.....	41
Figure II.3.3 :	(a) Arête de coupe du foret observée au MEB (b) cartographie X de la raie $K\alpha 1$ du nickel.....	41
Figure II.3.4 :	Limite d'effondrement d'arête de l'outil pour les essais « COM » et « Cartographie ».....	42
Figure II.3.5 :	Evolution (a) de l'usure en dépouille et (b) de la hauteur usée des listels en fonction des conditions de coupe pour un seul perçage.	43
Figure II.3.6 :	Evolution de l'usure en dépouille pour 3 perçages en fonction des conditions de coupe.....	43
Figures II.3.7 :	Répétitivité des essais d'usure en perçage.....	44
Tableau II.3.1 :	Comparaison des valeurs d'usure moyenne pour deux outils entre les essais avec et sans coupure de lubrification.....	44
Tableau II.3.2 :	Effet des perturbations du contexte d'usinage sur l'usure du foret.	45

Chapitre III Intégrité de surface

Figure III.1.1 :	Familles d'alliages utilisées par Turboméca pour la conception des turbomoteurs (ex : moteur Arrius).....	49
Tableau III.1.1 :	Composition de l'Udimet® 720 LI (% massique) du cahier des charges Turbomeca.	50
Figure III.1.2 :	Microstructure de l'Udimet® 720 grains fins [Devaux 2004].....	51
Figure III.1.3 :	Forgeage des disques de turbine en Udimet® 720 (a) disques HP et (b) disques TL [Devaux 2004].	51
Figure III.1.4 :	(a) Illustration des principales phases de l'Udimet® 720 LI après vieillissement et (b) prédiction de la fraction molaire des phases de l'Udimet® 720 LI à l'équilibre thermodynamique en fonction de la température [Reed 1999].	52
Figure III.1.5 :	Définition des différentes zones affectées par une opération d'usinage [Jacobus 2000].....	53
Figure III.1.6 :	Schéma de l'application des moyens de contrôles en fonction de la zone d'analyse et de la taille des anomalies [Gravier 2009].....	54
Figure III.1.7 :	Illustration du défaut de rectitude d'un perçage par la mesure du diamètre sur trois hauteurs à l'aide d'une machine de mesure tridimensionnelle [Laporte 2005].....	55
Figure III.1.8 :	Micrographies en coupe après perçage de l'Inconel® 718 (A) avec anomalies en sous-couche (B) ou non [Sharman 2008].....	56
Figure III.1.9 :	Corrélation entre l'épaisseur de « couche blanche » (White Etching Layer) et la dureté du matériau [Li 2007].....	58
Tableau III.1.2 :	Synthèse bibliographique des paramètres d'usinage ayant une influence sur l'intégrité de surface [Perrin 2007].....	59
Figure III.1.10 :	(a) Courbes de Wöhler illustrant l'influence des anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue de trous percés en Inconel® 718 (b) fractographie de la zone d'amorçage sur un copeau incrusté d'un trou type CCI+BMC+ZATM [Perrin 2007].	60
Figure III.1.11 :	Corrélation entre la position de la zone d'amorçage et le pic de contraintes résiduelles de tension (a) faciès de rupture (b) profil de contraintes résiduelles pour une éprouvette de flexion rotative grenillée en alliage de titane [Wagner 1999].....	61
Figure III.2.1 :	Traitements thermiques de l'Udimet® 720 [Devaux 2004] [Couturier 2004].	63
Tableau III.2.1 :	Propriétés mécaniques à 20°C de l'Udimet® 720LI en fonction des traitements thermiques de vieillissement utilisés pour les éprouvettes d'essais.	63
Figure III.2.2 :	Evolution des diamètres en fonction de la profondeur pour les trous percés lors des essais « cartographie ».....	64
Figure III.2.3 :	Copeaux collés en surface d'un échantillon percé lors des essais COM à $V_c 19$ et $f 0,2$	65
Figure III.2.4 :	Etagement de matière et stries de remontée en surface d'un échantillon percé lors des essais « cartographie » à $V_c 25$ et $f 0,25$	65

Figure III.2.5 :	Mesure de la bavure sur un échantillon percé lors des essais « cartographie » à Vc 19 et f 0,25.	65
Figure III.2.6 :	Microfissures en surface d'un échantillon percé lors des essais COM à Vc 27,5 et f 0,1.	65
Figure III.2.7 :	Copeau incrusté recouvert d'une couche thermo-mécaniquement affectée observé au MEB sur un échantillon obtenu lors des essais « cartographie » à Vc 25 m/min et f 0,2 mm/tr.	66
Figure III.2.8 :	Surfométrie réalisée au profilomètre optique de la surface à 5 mm de l'entrée d'un échantillon, percé lors des essais « cartographie » à Vc 15 f0,15.	66
Figure III.2.9 :	Schéma de découpe des échantillons pour les analyses métallographiques.	67
Figure III.2.10 :	Couches de γ' primaires dissous observées (a) au MEB et (b) au Microscope optique.	68
Figure III.2.11 :	Mesure de l'épaisseur de γ' primaires allongés suivant la direction axiale lors des essais « cartographie » à Vc 25 et f 0,25.	69
Figure III.2.12 :	Mesure de l'épaisseur et de l'angle des grains enchâssés suivant la direction radiale lors des essais « cartographie » à Vc 30 et f 0,2.	69
Figure III.2.13 :	(a) micrographie d'un profil de micro-dureté et (b) profil de micro-dureté à deux profondeurs pour l'essai de coupe de lubrification réalisé à Vc 30 et f0,2.	70
Figure III.2.14 :	Régression de deux profils de micro-dureté par l'Équation III.2.1	70
Figure III.2.15 :	Evolution de la micro-dureté en sous-couche en fonction de la profondeur de perçage : (a) mesure, (b) prédiction.	71
Tableau III.2.2 :	Résultats de la régression des profils de micro-dureté des essais « cartographie » par l'Équation III.2.1 (46 profils).	71
Figure III.2.16 :	Représentation axiale d'un trou au travers de trois moyens de mesure : a) surfométrie selon l'axe longitudinal, b) niveaux de micro-dureté mesurés en sous-couche en fonction de la position dans le perçage, c) micrographies MEB de la microstructure (grossissement x1000) en fonction de la position dans le perçage.	73
Tableau III.2.3 :	Critères de caractérisation de l'intégrité de surface.	73
Tableau III.2.4 :	Valeurs acceptables définies par anomalies d'usinage et moyens de contrôle.	75
Figure III.3.1 :	Répartition des essais « cartographie ».	78
Figure III.3.2 :	Evolution du coefficient de conicité en fonction des conditions de coupe.	78
Figure III.3.3 :	Répartition des anomalies macroscopiques de surface.	79
Figure III.3.4 :	Evolution de la longueur (a) et de l'épaisseur (b) de la bavure en sortie de perçage en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance.	80
Figure III.3.5 :	Evolution (a) de l'épaisseur maximale de la couche de $\gamma'p$ dissous et (b) de l'épaisseur maximale de la couche de $\gamma'p$ allongés suivant la direction axiale en fonction de Vc-f.	81
Figure III.3.6 :	Evolution des valeurs de rugosité (a) Ra et (b) Rz relevées au profilomètre optique sur 1 mm ² à 5 mm et à 32 mm de l'entrée du perçage.	82
Figure III.3.7 :	Evolution (a) de l'épaisseur de la couche de $\gamma'p$ dissous et (b) du paramètre t1 entre l'entrée et la sortie du perçage en fonction des vitesses de coupe.	83
Figure III.3.8 :	Evolution de l'épaisseur (a) et de l'angle (b) des grains enchâssés, mesurés suivant la direction radiale à l'axe du trou à 5 mm et à 32 mm de l'entrée du perçage.	83
Figure III.3.9 :	Cartographies des contraintes résiduelles de surface (a) suivant la direction axiale et (b) suivant la direction circonférentielle à 5 mm et à 32 mm de profondeur.	84
Figure III.3.10 :	Profils de contraintes résiduelles pour les perçages (a) suivant la direction axiale et (b) suivant la direction circonférentielle.	85
Figure III.3.11 :	Définition du domaine d'intégrité de surface acceptable pour les essais « cartographie ».	85
Figure III.3.12 :	Evolution du domaine d'intégrité de surface acceptable après trois perçages.	86
Tableau III.3.1 :	Comparaison des coefficients de détermination (R ²) pour les modèles basés sur le débit copeau Q, la vitesse de coupe Vc et l'avance f.	87
Figure III.3.13 :	Evolution de l'épaisseur de la couche de γ' primaires dissous en fonction de la profondeur de perçage pour les essais de coupe de lubrification.	88

Figure III.3.14 :	Evolutions (a) de l'épaisseur de la couche de γ' primaires allongés et (b) du paramètre t_1 en fonction de la profondeur de perçage pour les essais de coupe de lubrification.....	89
Tableau III.3.2 :	Effets des paramètres du plan d'expériences sur les critères d'intégrité de surface.	89
Figure III.3.15 :	Déplacement du domaine d'intégrité de surface acceptable en fonction de la dureté pièce.....	90
Figure III.4.1 :	Eprouvette utilisée pour les essais de fatigue en flexion rotative.....	92
Figure III.4.2 :	Schéma de principe de la machine d'essais de fatigue en flexion rotative.	92
Tableau III.4.1 :	Conditions d'usinage testées pour reproduire une structure enchâssée sur les éprouvettes de fatigue.....	93
Tableau III.4.2 :	Résultats d'intégrité de surface moyens mesurés sur les éprouvettes de fatigue.	94
Figure III.4.3 :	Résultats des essais de fatigue en flexion rotative (fréquence 50 Hz, 20°C).....	95
Figure III.4.4 :	Faciès de rupture des éprouvettes de flexion rotative : (a) amorçage en surface, (b) amorçage multiple en surface (c) amorçage en sous couche (stade I).	96
Chapitre IV	Analyse des signaux	
Figure IV.1.1 :	Représentation des types de capteur utilisés pour la surveillance d'usinage et leurs localisations [Teti 2010].	101
Figure IV.1.2 :	Relation entre la composante constante du courant de broche et l'effort filtré à la fréquence de dent pour le fraisage dans un alliage d'aluminium AA 2024 T6 [Jeong 2002]	102
Figure IV.1.3 :	Schéma logique du traitement d'un signal [Teti 2010].....	105
Figure IV.1.4 :	Exemple de signal de couple après filtrage (passe-bas) pour une opération de perçage dans un acier [Ertunc 2004].	105
Figure IV.1.5 :	Représentation des facteurs (a) Skewness et (b) Kurtosis pour un profil de rugosité [ISO4287 1998].	106
Figure IV.1.6 :	(a) Diagramme Usure-Fréquence-Amplitude du signal d'un accéléromètre [Dimla 2000a] et (b) Diagramme Temps-Fréquence-Amplitude d'un signal d'émissions acoustiques (ManHIRP).....	107
Tableau IV.1.1 :	Influence des paramètres de coupe dans le perçage plein [Perrin 2007].	108
Figure IV.2.1 :	Positionnement dans le repère machine des capteurs de mesure.	109
Figure IV.2.2 :	Exemple de signaux pour un perçage des essais « cartographie » à V_c30 et $f_0,1$: (a) courant broche, (b) puissance broche, (c) couple de perçage M_z , (d) accélération suivant l'axe Y.....	110
Figure IV.2.3 :	Typologies des signaux de courants observés en perçage.....	111
Figure IV.2.4 :	Diagramme temps-fréquence du perçage à $V_c 30$ et $f_0,1$ et la transformée de fourrier associée pour la zone à 18 s.....	113
Tableau IV.2.1 :	Fréquences propres de l'outil obtenues par modélisation sous éléments finis (CATIA) et par sonnage sur la broche de l'HURON KX10.....	114
Figure IV.2.5 :	Analyses FFT des signaux de l'accéléromètre placé suivant la direction Y, mesurés lors d'un essai avec et sans platine de mesure d'efforts Kistler pour les conditions (a) $V_c19 f_0,2$, (b) $V_c30 f_0,2$, (c) $V_c19 f_0,1$ et (d) $V_c30 f_0,1$	115
Tableau IV.2.2 :	Fréquences propres de la platine de mesure d'efforts Kistler.	115
Tableau IV.2.3 :	Détermination des filtres passe bande pour les accéléromètres à partir des corrélations entre les fréquences observées lors des essais et les fréquences propres du système machine-outil-pièce.....	117
Tableau IV.2.4 :	Critères déterminés sur les signaux enregistrés.....	118
Figure IV.2.6 :	Corrélation entre les critères issus de la mesure SIEMENS et de la platine Kistler.....	119
Figure IV.3.1 :	Evolution (a) de la Puissance et (b) de l'écart type de la puissance « Siemens ».	120
Figure IV.3.2 :	Evolution (a) de la valeur moyenne et (b) de l'écart type du couple M_z en fonction des conditions de coupe.	121
Figure IV.3.3 :	Evolution (a) de la valeur moyenne et (b) de l'écart type de l'effort d'avance F_z en fonction des conditions de coupe.....	122

Figure IV.3.4 :	Evolution (a) de la valeur moyenne et (b) de l'écart type de l'effort radial F_x en fonction des conditions de coupe.	122
Figure IV.3.5 :	Evolution de l'écart type des accéléromètres placés suivant les axes X et Y en fonction des conditions de coupe.	123
Figure IV.3.6 :	Evolution de l'écart type de l'accéléromètre placé suivant l'axe Y et filtré à 1000, 1400, 2000 et 6000 Hz.	124
Tableau IV.3.1 :	Valeurs limites des signaux au-delà desquelles une rupture d'outil risque d'intervenir.	125
Figure IV.3.7 :	Evolutions des critères M_z et $SD M_z$ du signal du couple à 5 mm et à 32 mm de l'entrée du perçage.	126
Figure IV.3.8 :	Evolutions des critères $SD A_x$ et $SD A_y$ des signaux d'accélération à 5 mm et à 32 mm de l'entrée du perçage.	127
Figure IV.3.9 :	Evolution de l'intensité de la broche pour les quatre conditions de coupe testées CL1 à CL4 avec et sans coupure de lubrification.	128
Figure IV.3.10 :	Signal brut du couple M_z pour un essai de coupure de lubrification à CL2.	129
Tableau IV.3.2 :	Effets des paramètres sur les critères d'efforts.	130
Tableau IV.3.3 :	Effet des paramètres sur les critères d'accélération.	131

Chapitre V Corrélation entre les signaux et l'intégrité de surface

Figure V.1.1 :	Méthodes de détection de défaillance par seuils et enveloppes [Byrne 1995].	138
Figure V.1.2 :	Schéma de la modélisation de l'intégrité de surface développée dans le projet ACCENT [Debard 2010]	139
Tableau V.1.1 :	Efficacité des capteurs de surveillance d'usinage pour la détection de micro anomalies de surface dans le brochage de l'Inconel® 718 [Axinte 2004].	142
Figure V.1.3 :	(a) Corrélation entre les efforts de coupe et la valeur maximale de micro-dureté ou l'épaisseur de microstructure déformée [Sharman 2006]. (b) Corrélation entre la puissance de coupe et l'épaisseur affectée [Gravier 2009].	143
Figure V.2.1 :	Corrélation entre la composante statique du signal de puissance et le profil de rugosité : a) profil brut pour V_c 17,5 m/min et f 0,1 mm/tr et b) profil filtré pour V_c 19 m/min f 0,1 mm/tr.	146
Figure V.2.2 :	Domaine de corrélation entre le profil de rugosité et la composante statique du signal de puissance.	147
Figure V.2.3 :	Corrélations de l'évolution de la puissance de coupe avec a) l'épaisseur de la couche de $\gamma'p$ dissous et b) le paramètre t_1 pour un perçage des essais COM à V_c 25 m/min et f 0,1 mm/tr.	148
Figure V.2.4 :	Localisation des signaux de puissance ayant un lien avec les profils de rugosité (en bleu) et les couches affectées (en rouge).	149
Figure V.2.5 :	Relations entre a) l'épaisseur de la couche de $\gamma'p$ dissous, b) le paramètre t_1 et la composante statique de la puissance de coupe pour des valeurs localisées relevées sur l'ensemble des essais « cartographie ».	150
Figure V.2.6 :	Relations entre a) l'épaisseur de $\gamma'p$ dissous, b) le paramètre t_1 et la composante statique de la puissance de coupe pour des valeurs localisées à trois profondeurs dans le perçage et relevées sur 5 essais de coupure de lubrification.	151
Figure V.2.7 :	Influences de la dureté sur les relations : a) épaisseur $\gamma'p$ dissous/puissance de coupe et b) paramètre t_1 /puissance de coupe pour une émulsion à 7,5 %.	152
Figure V.2.8 :	Influence de l'émulsion sur les relations : a) épaisseur de $\gamma'p$ dissous/puissance de coupe et b) paramètre t_1 /puissance de coupe pour une dureté de la pièce à 470 HV30.	152
Tableau V.2.1 :	Estimations des valeurs des critères d'intégrité de surface « globaux » en fonction des critères relevés sur les signaux (moyenne sur l'ensemble du signal).	155
Figure V.2.9 :	Comparaison de deux modèles pour la prédiction du coefficient de conicité par rapport aux essais « cartographie » et aux essais de vérification (V_c 22 m/min et f 0,1-0,2 mm/tr).	156

Figure V.2.10 :	Résultats des modèles pour l'approche globale : a) épaisseur de la bavure, b) longueur de la bavure, c) épaisseur de la couche de γ' p allongés et d) épaisseur de la couche de γ' p dissous.	156
Tableau V.2.2 :	Estimations des critères d'intégrité de surface locaux en fonction des signaux.	158
Figure V.2.11 :	Résultats de la modélisation pour les essais de vérification à $V_c = 22$ m/min avec $f = 0,1-0,15-0,2$ mm/tr : a) R_a , b) R_z , c) paramètre t_1 , d) angle des grains enchâssés, e) épaisseur de la couche de γ' p dissous et f) épaisseur de la couche de grains enchâssés.....	159
Figure V.2.12 :	Résultats de la modélisation des contraintes résiduelles : a) circonférentielles et b) axiales.....	160
Tableau V.2.3:	Comparaison des coefficients de détermination obtenus pour des modèles avec ou sans le débit copeau ou l'usure en V_b de l'outil.	161
Tableau V.2.4 :	Comparaison des coefficients de détermination obtenus pour des modèles avec ou sans le débit copeau, ou l'usure en V_b calculée pour les données de l'approche locale.....	161
Figure V.2.13 :	Validation du modèle globale pour la prédiction de l'épaisseur maximale de γ' p dissous sur les essais avec variation du contexte d'usinage.	162
Tableau V.3.1 :	Etat des lieux de la pertinence des signaux pour la détection, la quantification ou l'anticipation d'anomalies ou d'aléas d'usinage.	164
Figure V.3.1 :	Anticipation d'un saut de composante statique de couple par la composante dynamique du signal.....	165
Figure V.3.2 :	Changement de conditions de coupe à l'intérieur du domaine d'intégrité de surface acceptable.....	166

Annexes

Figure A.3 :	Exemple de stries de remontée dans un perçage.....	187
Figure A.1 :	Marques de vibration.....	187
Figure A.2 :	Aspect peau d'orange sur du TA6V tourné	187
Figure A.4 :	Exemple de fissure.....	187
Figure A.5 :	Exemple d'une arête de coupe incrustée dans un disque en acier	187
Figure A.6 :	Exemple de coloration d'un perçage dans l'Inconel® 718.....	187
Figure A.7 :	Exemple de bavure à la sortie d'un perçage dans l'Inconel® 718.....	187
Figure A.8 :	Exemple d'écaillage d'une couche délaminée	189
Figure A.9 :	Exemple d'étalement de matière sur une surface brochée.....	189
Figure A.10 :	Exemple de copeaux	189
Figure A.11 :	Exemple d'arrachements	189
Figure A.16 :	Exemples de couches déformées.....	191
Figure A.12 :	Exemple de dissolution de phases	191
Figure A.13 :	Exemple de couche recristallisée.....	191
Figure A.14 :	Exemple de couche blanche	191
Figure A.15 :	Exemple d'écrouissage.....	191
Figure B.1 :	Rapport MMT de contrôle dimensionnel d'un perçage	192
Tableau C.1 :	Estimations des usures du foret à l'aide des conditions de coupe et des composantes statiques et dynamique de la puissance de coupe.....	193
Figure C.1 :	Résultat de la modélisation a) de l'usure en dépouille V_b et b) de la hauteur usée des listels.....	193
Figure D.1 :	(a) Pièce d'essai de tournage et (b) plaquette amovible CCMT 060204.....	194
Figure D.2 :	Montage expérimental de tournage.	195
Figure D.3 :	Représentation dans le plan (V_c , f) des essais effectués en tournage	196
Figure D.4 :	Evolution du coefficient spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe (a) et de l'avance (b).....	197
Figure D.5 :	Evolution de la forme des copeaux en fonction des conditions de coupe	197

Figure D.6 :	Evolution de l'usure en dépouille (V_b) pour les conditions de coupe V_c70 et $f0,13$: (a) 1ère passe, (b) 4ème passe, (c) 8ème passe.....	198
Figure D.7 :	Usure outil en fonction de V_c/f et de la longueur coupée	199
Figure D.8 :	Usure outil en fonction de V_c/f et du nombre de passes	199
Figure D.9 :	Corrélation entre (a) les marques de vibrations observées sur les pièces tournées, (b) les signaux d'effort et (c) d'accélération pour un essai avec un outil neuf réalisé à $V_c 70$ m/min et $f 0,07$ mm/tr.	201

Abréviations

Abréviations	Dénomination	Unité
A	Surface de copeau	mm ²
A% (5d)	Allongement (essais de traction)	%
ACCENT	Adaptive Control of Manufacturing Processes for a New Generation of Jet Engine Components	-
AFM	Atomique Force Microscopy	-
ap	Profondeur de coupe radiale	mm
ASID	Acceptable Surface Integrity Domain	-
Ax	Accéléromètre placé suivant l'axe X du repère machine	m/s ²
Ay	Accéléromètre placé suivant l'axe Y du repère machine	m/s ²
Az	Accéléromètre placé suivant l'axe Z du repère machine	m/s ²
BMC	Bande de Matière Cisailée	-
CC	Cutting Conditions	-
CCI	Copeaux Collés Isolés	-
CL	Coupure de lubrification	-
COM	Couple-Outil-Matière	-
D	Diamètre de perçage	mm
d	Diamètre de l'avant trou	mm
EASA	European Aviation Safety Agency	-
EDX	Spectromètre à dispersion d'énergie X	-
f	Avance par tour	mm/tr
Fa	Effort axial	N
FAA	Federal Aviation Administration	-
FFT	Fast Fourier Transform	-
foptimal	Avance optimale définie selon la norme COM	mm/tr
Fr	Effort radial	N

Ft	Effort tangentiel	N
Fx	Effort suivant l'axe X du repère machine	N
Fy	Effort suivant l'axe Y du repère machine	N
fz	Avance par dent	mm/dent
Fz	Effort suivant l'axe Z du repère machine	N
HHT	Hilbert-Huang Transform	-
I _{spindle}	Courant alimentant la broche	A
Kc	Coefficient ou pression spécifique de coupe	N/mm ²
K _{c,c}	Coefficient spécifique de coupe associé au couple	N/mm ²
K _{c,f}	Coefficient spécifique de coupe associé à l'avance	N/mm ²
Kurt	Kurtosis d'un signal	-
LI	Low Interstitial	-
Lp	Longueur de perçage	mm
ManHIRP	Integrating Process Controls with Manufacturing to produce High Integrity Rotating Parts for Modern Gas Turbines	-
MEB	Microscope électronique à balayage	-
MMT	Machine de Mesure Tridimensionnelle	-
Mx	Moment suivant l'axe X du repère machine	N.m
My	Moment suivant l'axe Y du repère machine	N.m
Mz	Moment suivant l'axe Z du repère machine	N.m
N	Vitesse de rotation de la broche	tr/min
NDI	Non Destructive Inspection	-
Pc	Puissance de coupe	W
P _{calc}	Puissance de coupe calculée à partir du couple Mz et de l'effort Fz mesurés à l'aide de la platine de mesure d'efforts Kistler	W
PM	Process Monitoring	-
P _{spindle}	Puissance consommée par la broche	W
Q	Débit copeau ou volume de matière enlevé par unité de temps	mm ³ /min
r	Coefficient de corrélation de Pearson	-

R^2	Coefficient de détermination d'une régression	-
r_A	Rayon entre l'axe de rotation du foret et le centre de la surface de copeau	mm
Re 0,2	Limite d'élasticité (essais de traction)	MPa
RISC	Rotor Integrity Sub-Committee	-
R_m	Résistance mécanique à la rupture (essais de traction)	MPa
RMS	Root Mean Square	-
RoMan	Rotor Manufacturing	-
SD	Standard Deviation (écart-type) d'un signal	-
SI	Surface Integrity	-
Skew	Skewness d'un signal	-
STFT	Short Time Fourier Transform	-
t_l	Paramètre caractérisant le profil de micro-dureté en sous-couche	-
t_p	Temps de perçage	min
V_b	Usure en dépouille	mm
V_c	Vitesse de coupe ou vitesse tangentielle à la périphérie de l'outil	m/min
$V_{c,min}$	Vitesse de coupe minimisant le Coefficient spécifique de coupe selon la norme COM	m/min
VERDI	Virtual Engineering for Robust manufacturing with Design Intregation	-
V_f	Vitesse d'avance ou de pénétration	mm/min
WEL	White Etching Layer	-
WT	Wavelet Transform	-
z	Nombre de dents d'un outil	-
Z	Striction (essais de traction)	%
ZATM	Zone Affectée Thermo-Mécaniquement	-
γ	Matrice de l'Udimet [®] 720	-
γ'	Phase durcissante γ' de l'Udimet [®] 720	-
γ'_p	γ' primaire	-

Introduction générale

La fiabilité et la performance des moteurs aéronautiques représentent les principaux enjeux commerciaux auxquels sont confrontés les fabricants de turbines à gaz. L'amélioration des performances peut se traduire par une optimisation de la géométrie des pièces et par l'utilisation de matériaux toujours plus performants. Cependant, cette optimisation doit s'accompagner d'une maîtrise des procédés de fabrication, afin de garantir la qualité des pièces usinées.

Les disques de turbine sont les pièces les plus sollicitées dans les moteurs aéronautiques. Qui plus est, leur rupture peut avoir de lourdes conséquences car ces pièces à haute énergie peuvent difficilement être contenues par le blindage du moteur. Les ruptures de moteur représentent la deuxième cause d'accidents aériens, devant les collisions avec le relief. Par le passé, les expertises sur les accidents causés par la rupture de pièces critiques ont mis en avant des anomalies liées à des problèmes d'usinage. De ce fait, malgré l'utilisation de méthodes de fabrication conservatrices, de procédures de validation et de contrôles non destructifs, il est démontré que des aléas peuvent perturber l'usinage et engendrer des non qualités difficilement détectables et ayant de lourdes conséquences sur la tenue en fatigue des pièces.

A partir de ce constat, les autorités de certification ont décidé de financer des consortiums européens dont celui du projet ACCENT. L'objectif de ce projet est de mettre en commun les connaissances et les moyens de partenaires industriels et universitaires, afin de démontrer la faisabilité de la surveillance de l'usinage pour sécuriser la fabrication et simplifier le processus de validation des pièces critiques.

Ces travaux de thèse, réalisés en collaboration entre le laboratoire Génie de Production de l'ENI de Tarbes et Turbomeca, s'inscrivent dans le cadre de ce projet ACCENT. En accord avec les objectifs du projet, les axes de recherche s'intéressent à développer une approche garantissant la maîtrise de l'intégrité de surface, à l'aide de solutions de surveillance d'usinage lors du perçage et du tournage de disques de turbine en Udimet[®]720. L'idée directrice de ces travaux est d'identifier les caractéristiques de l'intégrité de surface générée par l'opération d'usinage, à l'aide d'une modélisation utilisant les signaux de surveillance d'usinage. Ainsi, il serait alors envisageable de prédire et/ou d'anticiper toutes générations d'anomalies liées à des aléas d'usinage.

La démarche expérimentale mise en place consiste à caractériser en parallèle l'intégrité de la surface usinée et les signaux enregistrés durant l'usinage, afin de les corréliser. Les chapitres de ce

mémoire s'articulent autour de trois thématiques : les paramètres de coupe, l'intégrité de surface et les signaux enregistrés lors de l'usinage (Figure 1).

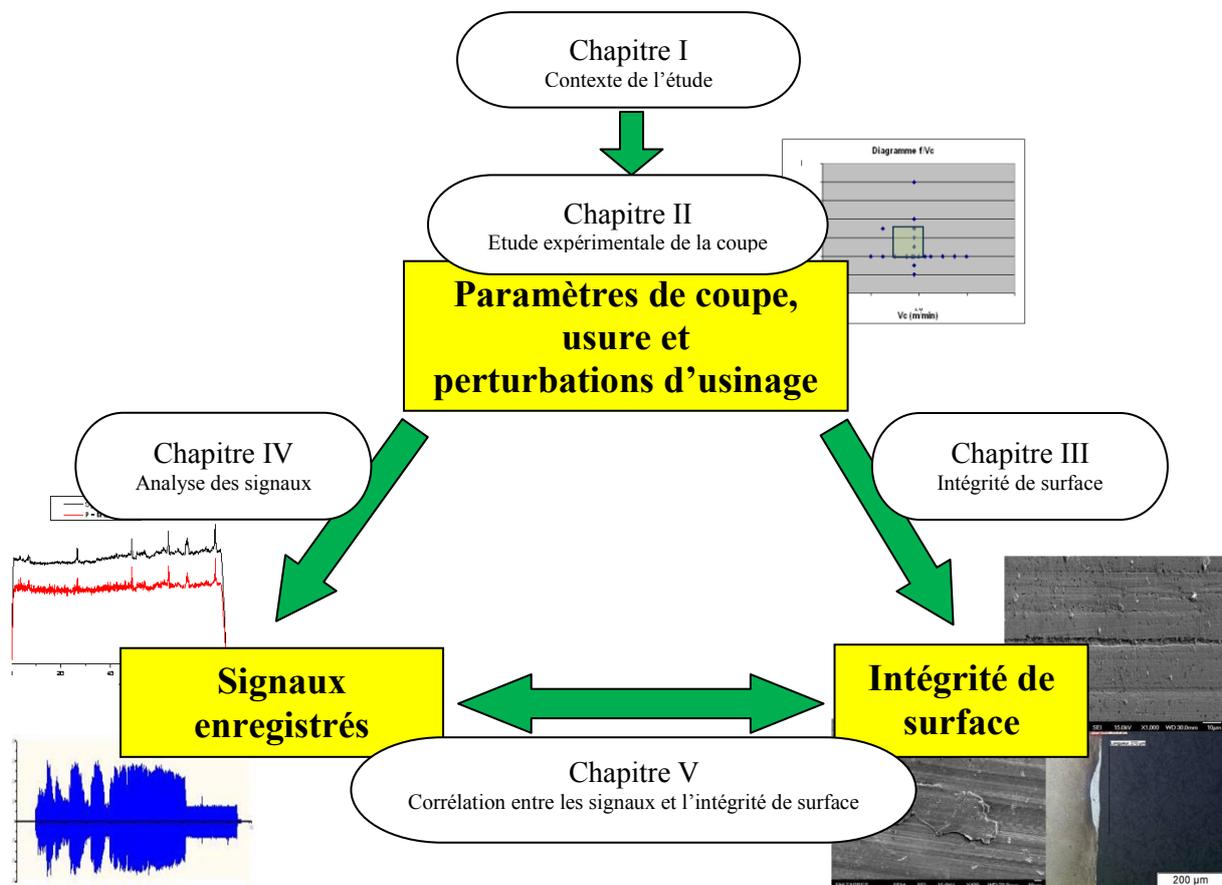


Figure 1 : Articulation des chapitres

Le chapitre I met en avant les risques encourus sur les pièces critiques et l'importance de l'intégrité de surface générée lors des opérations d'usinage. Il détaille notamment le contexte aéronautique de l'étude avec le fondement des projets Européens et les objectifs du projet ACCENT. Enfin, l'opération étudiée et la démarche utilisée dans ce manuscrit sont présentées.

Le chapitre II est consacré à la démarche expérimentale mise en œuvre afin de générer plusieurs niveaux d'intégrité de surface usinée. Nous profitons de ce chapitre pour présenter le dispositif expérimental et les plans d'essais utilisés pour le perçage de l'Udimet® 720. Une étude de l'usure de l'outil par rapport aux conditions testées est également proposée.

Le chapitre III fait le lien entre les conditions d'usinage et l'intégrité de surface. Il définit les critères qui caractérisent les intégrités de surface générées, afin de les corréler ensuite avec les signaux enregistrés (chapitre V). Les spécificités du matériau, les anomalies d'usinage ainsi que les moyens permettant de les caractériser sont présentés. Ensuite, l'évolution des critères d'intégrité de surface est

étudiée en fonction des conditions d'essais. L'influence des anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue des pièces s'appuie sur les données bibliographiques et sur une étude de l'impact d'anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue de l'Udimet® 720.

Le chapitre IV présente les liens entre les paramètres de coupe et les signaux enregistrés. L'objectif de ce chapitre est de caractériser les signaux enregistrés lors des perçages en vue d'établir des corrélations avec l'intégrité de surface dans le chapitre V. Cette caractérisation des signaux est proposée via une analyse temporelle et fréquentielle. Ensuite, l'influence des paramètres d'usinage sur les signaux est étudiée.

Enfin, le chapitre V correspond à l'aboutissement de ces travaux de thèse avec la modélisation des relations entre les critères d'intégrité de surface définis dans le chapitre III et les caractéristiques des signaux enregistrés, déterminées dans le chapitre IV. Des corrélations entre ces grandeurs sont présentées à l'aide de deux méthodes d'analyse (directe et statistique) afin d'établir des modèles pour quantifier les anomalies d'usinage à partir des signaux de surveillance. Ainsi, lors des processus de validation ou de production, ces modèles pourront permettre de mieux maîtriser l'usinage des pièces critiques par prédiction d'anomalies pouvant être liées à des aléas de fabrication.

Une extrapolation de la démarche utilisée en perçage est proposée en annexe D pour l'opération de finition de l'alésage réalisé en tournage intérieur. Les principales conclusions de cette étude seront présentées dans le chapitre V.

Pour finir ce manuscrit, une conclusion générale synthétise les résultats importants de ces travaux et l'apport dans la thématique de recherche. Des perspectives sont enfin proposées, permettant d'envisager des travaux complémentaires et une valorisation industrielle des développements réalisés.

I. Contexte de l'étude

Introduction	5
I.1 Environnement de l'étude.....	6
I.1.1 Définition des pièces critiques aéronautiques	6
I.1.2 Fondement des consortiums concernant les pièces critiques.....	7
I.1.3 Utilisation de la surveillance en usinage dans l'aéronautique	10
I.2 Projet européen ACCENT.....	11
I.2.1 Concept et objectif.....	11
I.2.2 Démarche.....	11
I.2.3 Organisation du projet.....	12
I.3 Cadre des travaux de la thèse.....	13
I.3.1 Pièce d'étude et opération d'usinage	13
I.3.2 Démarche de la thèse.....	15
Synthèse	16

INTRODUCTION

La sécurité des vols est un enjeu majeur pour les motoristes aéronautiques car ils doivent garantir le bon fonctionnement des moteurs durant leur durée de vie. L'expertise d'incidents aériens, a mis en évidence l'influence d'anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue des pièces critiques des moteurs. Suite à cette prise de conscience, les autorités de certification ont poussé les motoristes aéronautiques à se regrouper en consortium afin de mettre en commun leur expérience dans le but de réduire les risques liés à la fabrication de ces pièces.

Ces travaux de thèse s'inscrivent dans ce contexte et dans le cadre du projet Européen ACCENT¹, avec comme objectif principal l'utilisation de la surveillance d'usinage afin de sécuriser la fabrication des pièces critiques.

Ce chapitre présentera dans un premier temps l'environnement de l'étude et la problématique de l'usinage des pièces critiques. Ensuite, nous aborderons les objectifs et l'organisation du projet ACCENT. Enfin, l'opération étudiée et la démarche développée dans ce manuscrit de thèse seront détaillées.

¹ Adaptive Control of Manufacturing Processes for a New Generation of Jet Engine Components

I.1 ENVIRONNEMENT DE L'ETUDE

Une enquête statistique réalisée en 1997 par la FAA (Federal Aviation Administration), a montré que sur l'ensemble de la flotte aéronautique mondiale, 25 % des incidents dus aux pièces critiques avaient été causés par des anomalies d'usinage [NPA-E44 2003]. Ce chiffre est d'autant plus important en considérant que les ruptures des moteurs représentent la deuxième cause d'accidents mortels, après les facteurs humains.

Ces statistiques ont mis en avant les problématiques liées à la fabrication des pièces critiques et à la nécessité de contrôler leur intégrité de surface pendant l'usinage.

I.1.1 Définition des pièces critiques aéronautiques

Les pièces critiques aéronautiques sont désignées comme toute pièce qui, lorsqu'elle viendrait à rompre, serait susceptible d'arrêter le moteur, d'endommager l'aéronef et d'entraîner des pertes humaines. Les principales pièces concernées par cette définition sont les pièces dites « à haute énergie » ; c'est-à-dire celles fonctionnant à des niveaux de températures élevés ($> 600\text{ °C}$) et avec d'importantes vitesses de rotation (aux alentours de 50 000 tr/min). Par exemple, les disques haute pression ou les turbines libres sont considérées comme des pièces critiques (en rouge sur la Figure I.1.1). La désignation de pièces critiques comme telles, est destinée à émettre le besoin de validation et de contrôles spéciaux à toutes les étapes de fabrication de la pièce.

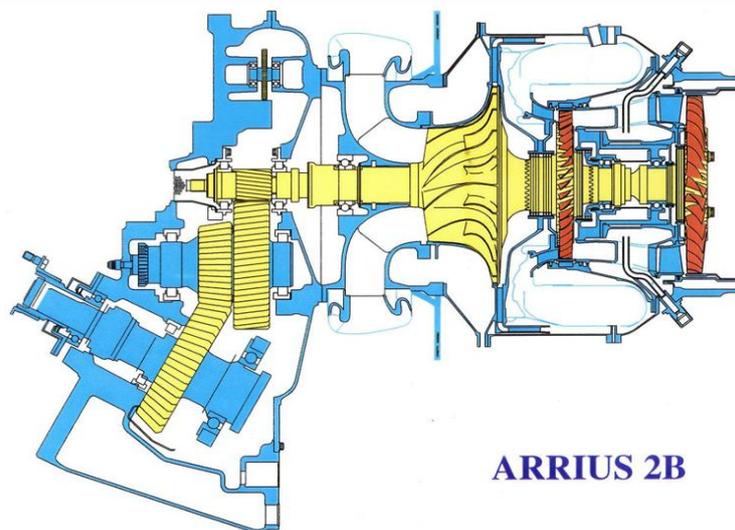


Figure I.1.1 : Vue en coupe du moteur Turbomeca Arrius 2B.

L'intégrité de surface d'une pièce désigne la qualité en termes d'état de surface, de propriétés métallurgiques et mécaniques après une opération d'usinage ou d'assemblage. Elle est garantie par le processus de validation où toutes les opérations qualifiées de « procédé spécial » (brasage, soudage, usinage) sont examinées dans le but d'établir un jeu de paramètres opérationnels qui donnera la qualité requise. Par exemple, lors d'un usinage, une gamme acceptable de vitesses de coupe, une géométrie

d'outil et une lubrification sont figées (pour une zone d'usinage et une matière donnée) par le processus de validation et elles ne peuvent en aucun cas être modifiées sans une nouvelle validation.

Deux procédures de validation sont actuellement utilisées dans l'aéronautique:

- **Part Specific Process Validation (PSPV)** : chaque premier article d'une référence de pièce contenant une zone critique est validée. La fabrication est ensuite contrôlée pour livrer le produit en accord avec la validation.
- **Generic Manufacturing Process Validation (GMPV)** : chaque moyen de fabrication, identifié comme « procédé spécial », est contrôlé par des spécifications et/ou des limites de paramètres validées. La GMPV assure que les pièces fabriquées dans les fenêtres de paramètres, respecteront les critères de conception (dont l'intégrité de surface).

En pratique, les PSPV et GMPV peuvent être combinés pour valider le processus de fabrication d'une pièce. Ensuite, des contrôles non destructifs sont réalisés sur toutes les pièces critiques fabriquées.

I.1.2 Fondement des consortiums concernant les pièces critiques

Malgré l'utilisation des méthodes présentées précédemment qui conduisent à une validation puis à un figage du processus de fabrication, la qualité des pièces n'est pas assurée à 100 %. En effet, l'usinage peut être perturbé par des « aléas » ou des « variations du contexte d'usinage » difficilement maîtrisables. Ces sources de perturbations pouvant influencer l'usinage sont :

- les propriétés des matériaux,
- la mise en position et le maintien en position de la pièce et des outils dans la machine,
- la qualité des outils coupants,
- l'efficacité de la lubrification,
- les facteurs humains.

Les conséquences de la non-qualité générée par ces perturbations sur des pièces critiques peuvent être désastreuses comme lors de l'accident de Sioux City en 1989 où une inclusion de particule « hard α » a provoqué l'éclatement d'un disque en Ti6Al4V et un lourd bilan humain. Un autre accident du même type s'est produit en 1996 à Pensacola (Figure I.1.2). L'enquête a révélé que des anomalies d'usinage « en sous-couche », causées par la rupture d'un foret lors d'un perçage, ont abouti à l'éclatement d'un disque provoquant la mort de deux passagers.

Le dernier incident en date concernant la rupture de pièces critiques suite à des anomalies d'usinage, s'est produit le 2 juin 2006, lors d'un essai au sol d'un Boeing 767 à l'aéroport de Los

Angeles. Le disque haute pression d'un des turboréacteurs s'est brisé et s'est encastré dans le deuxième réacteur de l'autre coté du fuselage.

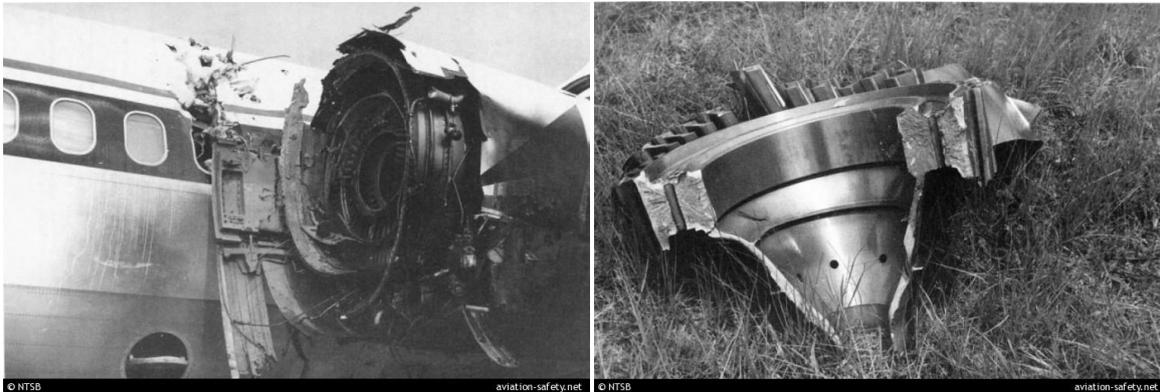


Figure I.1.2 : Accident de Pensacola 1996 [ManHIRP 2004].

Suite aux accidents de Sioux City et de Pensacola, les autorités de certification FAA et EASA² ont décidé de financer divers projets visant à sécuriser la fabrication des pièces critiques aéronautiques :

- Projet RISC (Rotor Integrity Sub-Committee) depuis 1992,
- Projet RoMan (Rotor Manufacturing) depuis 2004,
- Projet ManHIRP (Integrating Process Controls with Manufacturing to produce High Integrity Rotating Parts for Modern Gas Turbines) 2001-2004,
- Projet ACCENT (Adaptive Control of Manufacturing Processes for a New Generation of Jet Engine Components) 2008-2011,
- Projet FAA (Development of a process monitoring strategy for drilling and broaching operations in critical aero engine components) 2010-2012.

Ces projets ont permis d'identifier les conséquences des anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue des pièces. Afin de sécuriser la fabrication des pièces critiques, les premières actions mises en place par les motoristes en parallèle de ces projets, sont le renforcement des processus de validation par des analyses métallurgiques et des essais en fatigue sur les pièces usinées ou sur des éprouvettes représentatives. De plus, les contrôles non destructifs effectués sur les pièces ont été multipliés.

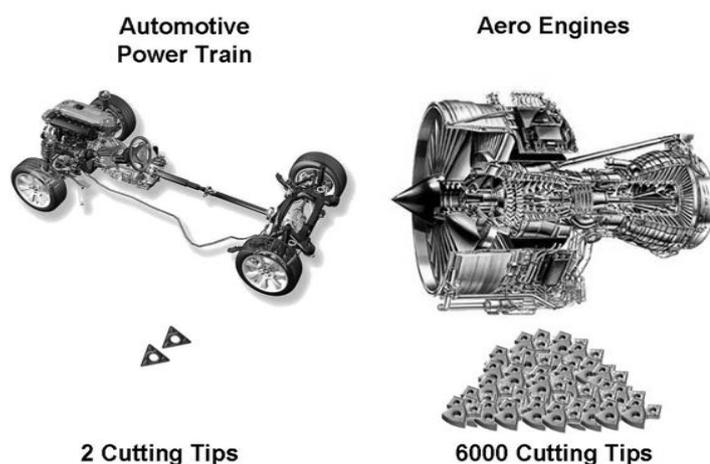
Ces processus de validation deviennent contraignants lorsque des nouveaux outils de coupe, des nouvelles machines et particulièrement des nouvelles matières remplacent des technologies existantes. La validation de nouvelles méthodes de fabrication (ou même une adaptation d'une méthode existante) peut facilement excéder une période de 2 à 4 ans jusqu'à ce qu'elles soient validées et mises en place en production. Une revue des motoristes aéronautiques européens indique que les

² European Aviation Safety Agency

coûts associés à l'introduction d'un changement industriel, c'est-à-dire les changements d'un outil de coupe ou d'une géométrie d'arête, pourraient coûter jusqu'à 135 K€. Si l'on ajoute à cela le nombre de pièces/opérations qui peuvent constamment changer pour un composant donné, en prenant par exemple une amélioration de processus tous les deux ans, les coûts typiques encourus pendant la vie industrielle d'un composant pourraient atteindre 13,5 M€. Il est difficile de définir le coût total des pièces critiques fabriquées chaque année, mais il est considéré que les processus fonctionnent approximativement à 60 % de leurs capacités [ACCENT 2008].

De plus, le risque encouru sur la fabrication des pièces critiques oblige à choisir des conditions de fabrication très conservatrices et peu optimisées. La conséquence d'un procédé de fabrication très conservateur (faibles vitesses de coupe et marges de sécurité importantes) est qu'il ne permet pas une conception optimisée de la pièce en termes de poids, de durée de vie et de performance. Même si les moteurs aéronautiques ne sont pas des produits de masse comme les automobiles, l'organisation des motoristes aéronautiques tend de plus en plus dans cette direction. Concernant la fabrication des pièces, la Figure I.1.3 montre que le nombre d'outils coupants utilisés pour la fabrication d'un moteur aéronautique est 3000 fois supérieur à celui d'un ensemble propulseur d'une automobile. Ceci s'explique par plusieurs raisons :

- la complexité des formes usinées augmente le nombre d'outils coupants différents,
- les matériaux comme les superalliages base nickel et titane utilisés dans la fabrication des moteurs aéronautiques engendrent une usure plus rapide des outils que les aciers et les alliages d'aluminium utilisés dans l'automobile,
- les limites de réforme des outils sont beaucoup plus faibles que dans l'industrie automobile pour des raisons de sécurité.



Source Sandvik

Figure I.1.3 : Comparaison de la quantité d'outils nécessaires à la fabrication de la motorisation d'une automobile et d'un moteur d'avion [ACCENT 2008].

Si les paramètres de coupe pouvaient évoluer sans renouveler le processus de validation, une économie de 40 % des coûts industriels de toutes les pièces critiques pourrait être alors réalisée.

Finalement, la perspective d'optimiser le poids, la performance et la durée d'utilisation des pièces, pourrait valoir plusieurs milliards d'Euros lors de la vente de nouveaux moteurs [ACCENT 2008].

L'une des pistes d'amélioration envisagée par les motoristes, pour sécuriser la fabrication des pièces critiques et réduire les coûts de validation, est l'utilisation de la surveillance d'usinage.

I.1.3 Utilisation de la surveillance en usinage dans l'aéronautique

Une des principales recommandations issues du projet RoMan est l'utilisation de la surveillance d'usinage pour les perçages avec un fort ratio longueur/diamètre (supérieur à 3) dans les pièces critiques. Suite à cela, les motoristes européens présents dans ce projet, ont initié le projet ManHIRP afin d'étudier la mise en œuvre de la surveillance d'usinage comme moyen de détection d'anomalies d'usinage.

Connue depuis les années 90, la surveillance d'usinage a fait l'objet de nombreuses applications, mais son intégration dans la fabrication aéronautique reste encore marginale. Par exemple, elle est couramment utilisée dans la fabrication automobile et l'industrie alimentaire, où les volumes de production sont importants et les variations d'une pièce à l'autre, faibles. Ainsi, les quantités produites permettent de réduire les coûts de mise au point et d'amortir ces systèmes de surveillance. Dans la fabrication de pièces critiques aéronautiques, les tailles de lots sont souvent limitées, les pièces sont complexes et les matériaux ont une « usinabilité³ réduite ». Dans ce contexte, la surveillance d'usinage peut être très complexe à mettre en œuvre et contraignante en termes de coûts car elle nécessite une mise au point particulière sur chaque opération d'usinage.

Actuellement, la principale application de la surveillance d'usinage pour la fabrication de pièces critiques aéronautiques est **la surveillance de la puissance de broche pour les perçages**. Cette technique fonctionnant par la mise en place de seuils, permet de détecter le bris ou l'usure prématurée d'un foret. Néanmoins, les limites de cette application sont atteintes lors de la réalisation de petits diamètres de perçage où la puissance consommée par l'opération est très faible en comparaison à la puissance totale consommée par la broche [ACCENT 2008]. Pour l'instant, la surveillance d'usinage ne permet pas de détecter des anomalies d'usinage identifiées lors du projet ManHIRP [ManHIRP 2004], telles que les copeaux incrustés et les couches redéposées. Pourtant, au cours de ce même projet, il a été démontré l'impact négatif de ces anomalies sur la tenue en fatigue des pièces. Les conclusions du projet ManHIRP seront plus précisément présentées au chapitre III.

Le projet ACCENT (Adaptive Control of Manufacturing Processes for a New Generation of Jet Engine) est la suite logique des projets RoMan et ManHIRP, insistant davantage sur la surveillance en usinage.

³ Aptitude d'un matériau à être travaillé ou usiné

I.2 PROJET EUROPEEN ACCENT

I.2.1 Concept et objectif

Le concept du projet ACCENT est d'incorporer les connaissances issues du projet européen ManHIRP afin de démontrer la faisabilité de la surveillance d'usinage pour sécuriser et optimiser la fabrication des pièces critiques. Ainsi, l'objectif est de réduire les coûts de validation tout en permettant une optimisation de la conception de ces pièces. La Figure I.2.1 représente la boucle de contrôle de la fabrication d'une pièce critique. Un processus de fabrication sécurisé garantirait les propriétés des pièces critiques et donc leur durabilité. Une durée de vie mieux contrôlée permettrait à terme d'éviter les accidents en vol, de réduire les marges de sécurité et donc d'augmenter la performance des pièces.

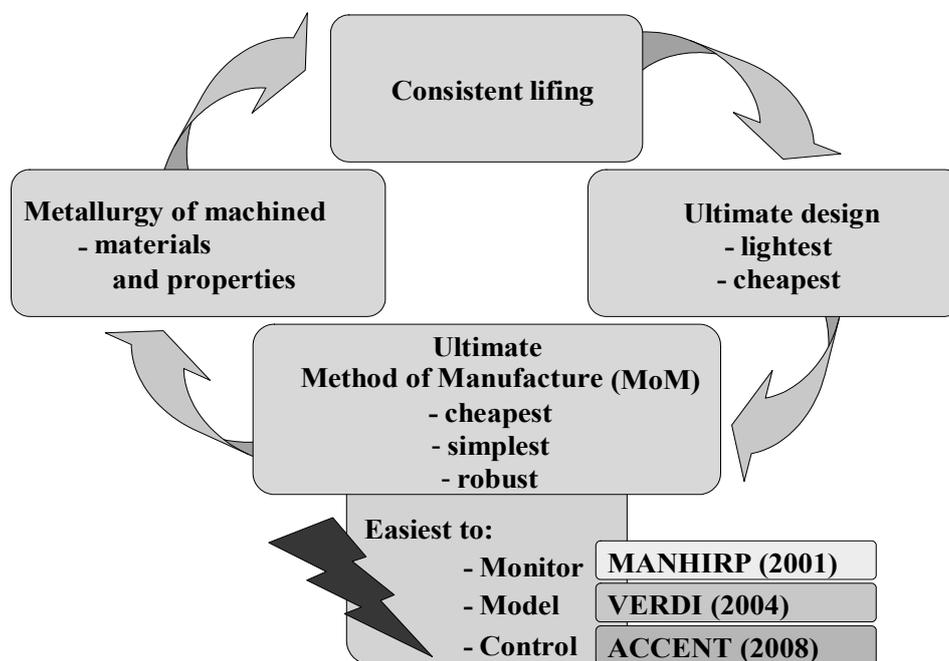


Figure I.2.1 : Boucle de contrôle des processus de fabrication [ACCENT 2008].

I.2.2 Démarche

L'objectif principal de ce projet est la réduction d'incertitude dans la fabrication par l'utilisation de la surveillance d'usinage. La démarche suivie dans le projet ACCENT se divise en plusieurs étapes qui peuvent être illustrées par la Figure I.2.2 :

- développer une procédure standard afin de définir une fenêtre de paramètres optimaux pour la fabrication de pièces critiques aéronautiques,
- développer une méthode afin d'assurer l'usinage des pièces dans la fenêtre de paramètres garantissant les spécifications de conception et l'intégrité de surface,

- réduire le coût de la validation lors d'un changement du processus de fabrication d'une pièce critique,
- développer une nouvelle procédure standard de contrôle adaptatif basée sur la surveillance en usinage afin de garantir la qualité de la pièce produite,
- permettre l'optimisation de la conception et de la fabrication des pièces critiques.

Chaque étape de cette démarche s'appuie sur le contrôle de l'intégrité de surface par la surveillance d'usinage.

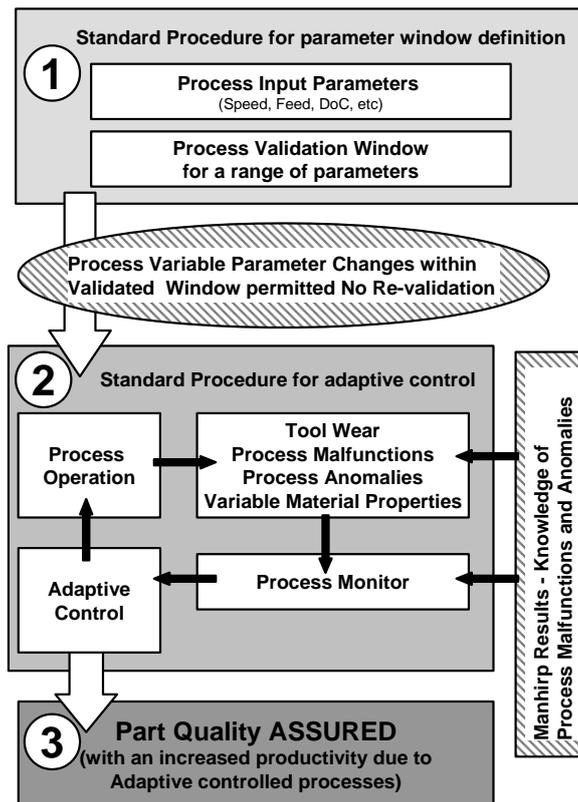


Figure I.2.2 : Procédure standard ACCENT pour la définition de la fenêtre de paramètres d'usinage [ACCENT 2008].

I.2.3 Organisation du projet

Le projet est mené par 13 partenaires européens : huit motoristes et sept laboratoires de recherche (Tableau I.2.1). Le Tableau I.2.2 présente la matrice des couples procédé/matériau étudiés par les partenaires durant le projet. Les principales méthodes d'usinage conventionnelles y sont représentées ainsi que les matériaux les plus utilisés pour la fabrication des pièces critiques. Les motoristes sont associés pour chaque couple procédé/matériau à des laboratoires afin de mettre en place les démarches scientifiques et expérimentales sur des problématiques industrielles.

Tableau I.2.1 : Liste des partenaires du projet ACCENT.

<p>Motoristes aéronautiques européens :</p> <ul style="list-style-type: none"> • Rolls-Royce (RR), • Volvo Aéro (VAC), • MTU Aero Engines GmbH (MTU), • AVIO SpA (AVIO), • Snecma (SN), • Volvo Aero Corporation (VAC), • Industria de Turbo Propulsores, S.A. (ITP), • Turbomeca (TM), 	<p>Laboratoires de recherche :</p> <ul style="list-style-type: none"> • WZL-RWTH Aachen (WZL), • Laboratoire Génie de Production de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes (ENIT), • Société d'Etudes et de Recherches de l'ENSAM (SERAM), • Technical University of Kosice (TUKE), • Mondragon Goi Eskola Politeknikoa S. Coop. (MGEP), • University of Naples (UNINA), • Advanced Prototype Research (APR)
---	---

Tableau I.2.2 : Matrice procédé/matériau du projet ACCENT.

	Brochage	Fraisage	Perçage	Tournage
Udimet 720[®]			TM-ENIT	TM-ENIT
Inconel 718[®]	RR-VAC- AVIO-WZL	SN-ENSAM	MTU-WZL	
TA6V		RR-WZL		SN-ENSAM

Du point de vue de l'organisation, le projet est décomposé en cinq Work-Packages :

- WP 1 : Organisation et gestion générale du projet (responsable RR),
- WP 2 : Méthodologies et procédures d'essais (responsable MTU),
- WP 3 : Utilisation des moyens de surveillance d'usinage (responsable WZL),
- WP 4 : Caractérisation de l'intégrité de surface (responsable TM),
- WP 5 : Exploitation et dissémination des résultats (responsable SN).

Turbomeca est en charge du Work Package 4 concernant la caractérisation de l'intégrité de surface et réalise, en collaboration avec l'ENI de Tarbes, la partie expérimentale et l'analyse concernant le perçage et le tournage de l'Udimet[®] 720. L'usinage de l'alésage central des disques de turbine haute pression en Udimet[®] 720 a été choisi comme application dans le projet ACCENT.

I.3 CADRE DES TRAVAUX DE LA THESE

Ces travaux de thèse s'inscrivent dans le projet ACCENT. La démarche expérimentale développée dans ce manuscrit sera donc appliquée à l'alésage central des disques de turbine en Udimet[®] 720. Même si l'étude est ciblée sur une application, les travaux, les méthodes et les résultats pourront être généralisés à d'autres types d'opérations et de matériaux base nickel.

I.3.1 Pièce d'étude et opération d'usinage

Le choix de l'opération étudiée s'est porté sur l'alésage central du disque de turbine HP en Udimet[®] 720 grains fins, fabriqué à Turbomeca. Les spécificités métallurgiques et les traitements thermiques du matériau seront détaillés dans le chapitre III. Sur la Figure I.3.1, la modélisation par éléments finis du disque montre que l'alésage central est la zone de la pièce la plus sollicitée

mécaniquement, et donc désignée comme critique. Par conséquent, dans cette zone, la moindre anomalie d'usinage, pouvant changer les caractéristiques mécaniques du matériau de base ou l'état de surface, peut induire un abatement de la durée de vie calculée (Paragraphe I.1.2).

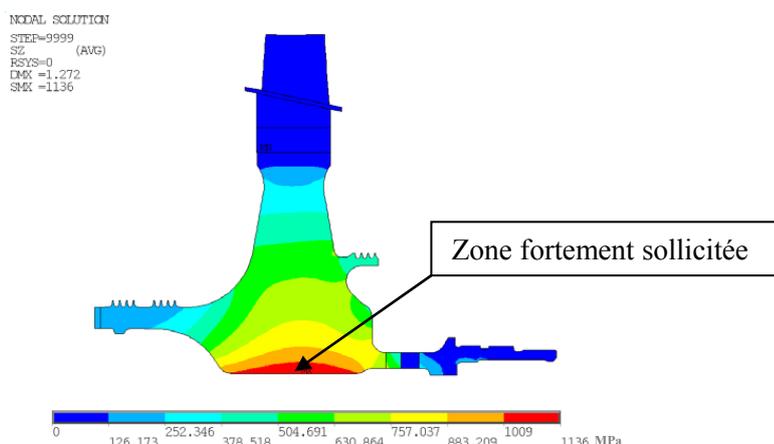


Figure I.3.1 : Simulation du chargement mécanique d'un disque de turbine HP (source Turbomeca).

La Figure I.3.2 et le Tableau I.3.1 représentent les conditions et l'ordre des opérations effectuées pour réaliser l'alésage. Un avant trou Ø13 mm est réalisé par électroérosion afin d'effectuer un carottage qui permet de contrôler l'état métallurgique du brut. Ensuite, l'avant trou Ø13 mm est repris en perçage avec un foret à tête interchangeable, puis fini avec un outil de tournage en deux passes. Notre étude est centrée sur l'influence des opérations de perçage et de tournage vis-à-vis de l'intégrité de surface.

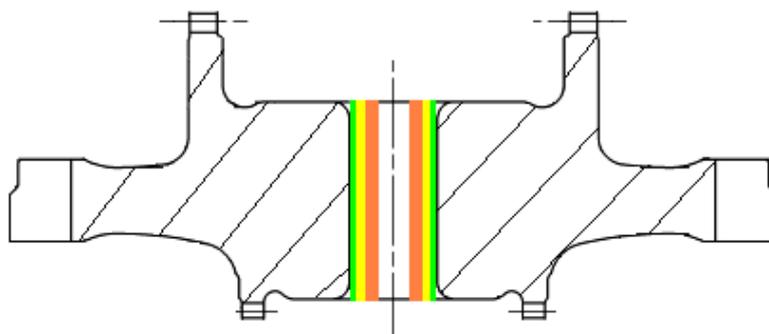


Figure I.3.2 : Illustration des différentes opérations d'usinage de l'alésage central d'un disque de turbine HP en Udimet® 720.

Tableau I.3.1 : Détail des opérations pour la réalisation des alésages des disques de turbine.

Opération	Outil	Diamètre fini (mm)	Ap mm	Vc m/min	f mm/tr
Carottage	Electroérosion	13	-	-	-
Ebauche	Foret ISCAR à embouts interchangeables	15,5	1,25	20	0,1
Semi-finition	Plaquette tournage rayon 0,4 nuance THM	15,8	0,15	30	0,07
Finition	Plaquette tournage rayon 0,4 nuance THM	16	0,1	30	0,07

I.3.2 Démarche de la thèse

L'objectif de la thèse est de maîtriser l'intégrité de surface à l'aide de la surveillance d'usinage lors du perçage et du tournage de matériaux base nickel. Sa réalisation passe par une quantification de l'intégrité de surface obtenue pendant l'opération d'usinage.

L'intégrité de surface, au même titre que l'usure de l'outil, est la résultante de l'interaction entre les paramètres de coupe, l'outil et la matière. Cependant, nous avons fait le choix de modéliser directement l'intégrité de surface à l'aide des signaux et sans l'usure de l'outil car cette dernière est une grandeur « difficilement quantifiable » pendant la coupe. La relation entre la dégradation de l'outil et son impact sur l'intégrité de surface reste complexe et l'information n'est pas disponible en temps réel.

La démarche globale suivie dans ces travaux de thèses consiste à caractériser l'intégrité de surface et les signaux enregistrés durant l'usinage au moyen de critères appropriés. Des modèles sont ensuite établis entre les critères caractérisant l'intégrité de surface et les signaux mesurés.

Dans un premier temps, nous proposons une démarche expérimentale afin de générer différentes intégrités de surface. Elle comprend la détermination des conditions de coupe optimale, l'identification des sources de perturbation d'un usinage et l'analyse du comportement de l'outil pour le mode de fonctionnement « normal » et « perturbé » de l'usinage (Chapitre II).

Dans un second temps, l'intégrité de surface et les signaux enregistrés sont caractérisés pour le mode de fonctionnement « normal » et « perturbé » de l'usinage. Cette étape définit des critères de mesures servant à donner une image quantifiée de l'intégrité de surface (Chapitre III) ou des signaux (Chapitre IV). A chaque étape, l'analyse des résultats et des relations intègre l'usure de l'outil car elle interagit avec les trois thématiques (paramètres de coupe, intégrité de surface et signaux).

Pour finir, des relations entre les critères relevés sur les signaux et les critères d'intégrité de surface sont mises en avant puis modélisées. Les prédictions réalisées à l'aide de ces modèles sont vérifiées sur des essais n'ayant pas servi à la modélisation (Chapitre V).

Ces modèles servent à proposer une solution de surveillance d'usinage pour sécuriser le procédé de perçage et des perspectives d'extrapolation des résultats vers d'autres opérations.

SYNTHESE

Ces travaux de thèse s'inscrivent dans la démarche de maîtrise de l'usinage des pièces critiques engagée par les motoristes aéronautiques. Les objectifs sont la sécurisation de la fabrication des pièces afin de garantir leur durée de vie et la réduction des coûts de validation.

Le projet ACCENT offre un cadre d'échanges afin de partager les démarches et les objectifs de sécurisation des usinages à l'aide de capteurs de surveillance pour la fabrication des disques de turbine.

Turbomeca et le Laboratoire Génie de Production se sont associés dans le cadre du projet ACCENT pour étudier le perçage et le tournage de l'alésage central des disques de turbine en Udimet[®] 720. La méthodologie suivie dans ces travaux de thèse consiste à modéliser les relations identifiées entre les critères d'intégrité de surface et les critères caractérisant les signaux enregistrés durant l'usinage, afin de prédire l'intégrité de surface après l'usinage.

II. Etude expérimentale de la coupe

Introduction	18
II.1 Etat de l'art sur l'étude de la coupe	19
II.1.1 Perçage	19
II.1.1.1 Paramètres de perçage	19
II.1.1.2 Efforts de coupe	20
II.1.2 Méthodologie d'essais	23
II.1.2.1 Couple-Outil-Matière	23
II.1.2.2 Plans d'expériences en usinage	24
II.1.2.3 Choix des paramètres d'essais	26
II.1.3 Usure des outils dans les superalliages base-nickel	28
II.1.4 Synthèse de l'état de l'art	29
II.2 Démarche expérimentale appliquée au perçage	30
II.2.1 Dispositif expérimental	30
II.2.1.1 Description de l'outil	30
II.2.1.2 Machines d'essais	31
II.2.1.3 Pièce et montage d'essais	31
II.2.1.4 Dispositifs de surveillance	32
II.2.2 Conditions d'usinage en mode « normal »	33
II.2.2.1 Couple-Outil-Matière appliqué à l'opération de perçage	33
II.2.2.2 Essais « Cartographie » V_c/f	34
II.2.3 Conditions d'usinage en mode « perturbé »	36
II.2.3.1 Essais de coupure de lubrification	37
II.2.3.2 Essais avec variation du contexte d'usinage	38
II.2.4 Synthèse des essais réalisés en perçage	39
II.3 Influence des conditions de coupe sur l'usure	40
II.3.1 Caractérisation de l'usure du foret	40
II.3.2 Evolution de l'usure en fonction des conditions de coupe	42
II.3.3 Influence des conditions perturbées sur l'usure de l'outil	44
II.3.4 Synthèse sur l'usure de l'outil	45
Conclusion	46

INTRODUCTION

La fabrication par enlèvement de matière est un élément incontournable de la fabrication mécanique. Malgré l'évolution des procédés d'élaboration des pièces par déformation (forgeage, laminage, etc...), des étapes de finition sont toujours nécessaires afin de garantir les spécifications fonctionnelles des pièces.

Il existe une multitude d'opérations d'usinage. Les plus connues sont : le perçage, le tournage, le fraisage, le brochage, le taraudage, la rectification. Les problématiques liées aux usinages sont nombreuses et complexes car leur champ d'application est pluridisciplinaire. En effet, une opération d'usinage peut être définie comme une interaction de phénomènes thermiques, mécaniques, tribologiques, agissant à la fois sur l'outil et sur le matériau. Cet aspect pluridisciplinaire oblige les scientifiques à utiliser des méthodes expérimentales pour étudier et modéliser un procédé d'usinage.

Ce chapitre présente la démarche expérimentale développée dans ces travaux de thèse afin de répondre aux objectifs. En effet, l'établissement des relations entre l'intégrité de surface et les signaux de surveillance d'usinage nécessite, avant tout, la mise en place de systèmes expérimentaux importants et spécifiques permettant la génération de différentes intégrités de surface pour des contextes d'usinage optimaux et perturbés. Cette démarche ne doit pas faire abstraction d'une compréhension détaillée du comportement outil-matière durant la coupe qui s'avère indispensable pour l'étude de l'intégrité de surface.

Un état de l'art est proposé tout d'abord, concernant le procédé de perçage, les démarches expérimentales employées en usinage, ainsi que le phénomène d'usure des outils lors de l'usinage des superalliages base-nickel. Le dispositif expérimental et les plans d'essais seront décrits dans un second temps, avant de proposer une étude du comportement du foret pour notre application.

II.1 ETAT DE L'ART SUR L'ETUDE DE LA COUPE

Ce paragraphe présente un état de l'art des problématiques liées au procédé de perçage ainsi que les différentes démarches expérimentales utilisées pour son étude. Les spécificités de l'usinage des superalliages base-nickel sont enfin décrites.

II.1.1 Perçage

Le perçage est l'un des plus anciens procédés de fabrication par enlèvement de matière. Il regroupe l'ensemble des méthodes permettant de réaliser des trous cylindriques (débouchants ou non). La grande majorité des pièces mécaniques sont percées afin d'assurer leurs fonctions au sein du système. Le perçage peut aussi bien servir de mise en position (centrage long ou court) que de maintien en position (serrage).

Différentes opérations de perçage peuvent être distinguées : le perçage de trous courts, le forage de trous profonds, le trépannage, l'alésage et le calibrage. Tous ces procédés ont pour point commun un mouvement de rotation relatif entre l'outil et la pièce, ainsi qu'un mouvement d'avance dans la direction de l'axe de rotation. Un perçage représente une zone de concentration de contraintes dans la pièce où l'intégrité de la matière ne doit pas être altérée. Malheureusement, le perçage est l'une des opérations les plus contraignantes par rapport à l'intégrité de surface pour les raisons suivantes:

- usinage confiné, engendrant une mauvaise évacuation des copeaux et une lubrification difficile dans la zone de coupe,
- gradient important de vitesse de coupe le long de l'arête,
- vitesse de coupe nulle au centre, créant un phénomène d'indentation,
- coupe tridimensionnelle occasionnant un enroulement du copeau,
- problème de guidage des outils,
- frottement des listels de l'outil tout au long de l'usinage générant un échauffement du matériau.

II.1.1.1 Paramètres de perçage

Une opération de perçage est définie par les spécifications dimensionnelles et la matière dans lequel il est réalisé. Les principaux paramètres sont représentés sur la Figure II.1.1 et listés ci-dessous :

- la vitesse de coupe **V_c (m/min)** : vitesse tangentielle à la périphérie de l'outil,
- l'avance par tour **f (mm/tr)** : distance parcourue par l'outil suivant la direction axiale pendant un tour,
- le diamètre de perçage **D (mm)** et le diamètre de l'avant trou **d (mm)**,
- la longueur de perçage **L_p (mm)**,
- le nombre de lèvres du foret **z**.

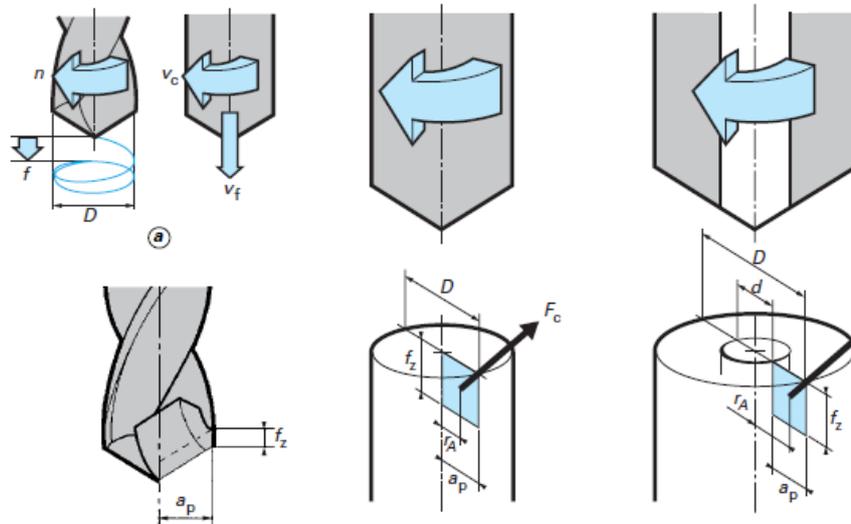


Figure II.1.1 : Illustration des principaux paramètres d'un perçage [Sandvik-Coromant 2001].

Les cinq paramètres définis permettent de calculer des paramètres auxiliaires nécessaires à la réalisation des perçages (Tableau II.1.1).

Tableau II.1.1 : Paramètres auxiliaires du procédé de perçage.

La vitesse de rotation de la broche N (tr/min) .	$N = \frac{1000 \times V_c}{\pi \times D}$
La vitesse d'avance ou de pénétration Vf (mm/min) : vitesse de déplacement de l'outil suivant la direction axiale.	$Vf = f \times N$
La profondeur de coupe radiale ap (mm) .	$ap = \frac{D - d}{z}$
L'avance par arête f_z (mm/arête) est utilisée pour définir la surface de copeau A (mm²) , c'est-à-dire la surface de matière en contact sur chaque dent.	$A = f_z \times ap$
Le débit copeau Q (mm³/min) ou volume de matière enlevé par unité de temps.	$Q = z \times A \times Vf$
Le temps de perçage tp (min) est le temps nécessaire à l'outil pour effectuer le perçage (de l'entrée de la pointe, jusqu'à la sortie de la pointe)	$tp = \frac{Lp}{Vf}$

II.1.1.2 Efforts de coupe

Les efforts de coupe sont des éléments essentiels du procédé de perçage car ils interagissent avec la tenue de l'outil. Ils permettent aussi de calculer la puissance **Pc (W)** nécessaire à la coupe. L'effort de coupe s'appliquant au centre de la surface théorique de copeau est la résultante des trois composantes agissant dans les directions tangentielle **Ft**, radiale **Fr** et axiale **Fa**.

Les efforts de coupe en perçage sont encore largement étudiés car l'évolution des vitesses et de l'angle de coupe le long de l'arête, ainsi que le travail simultané de deux lèvres, rendent les modèles de coupe orthogonale inadaptés à leurs estimations. Laporte et Dagnat [Laporte 2005]

[Dagnat 2006] ont créé un modèle semi-analytique à partir de la géométrie de l'outil leur permettant d'identifier les efforts ainsi que les moments s'exerçant sur les arêtes du foret. Ce modèle leur permet de simuler la déviation géométrique du foret pendant l'usinage. Leurs modèles ont été confrontés à des mesures expérimentales réalisées à l'aide d'une platine de mesure d'efforts à six composantes (F_x , F_y , F_z , M_x , M_y et M_z). Cependant, d'après ces mêmes auteurs, les arêtes d'un foret travaillant simultanément, il est impossible de mesurer la contribution de chaque arête sur les efforts de coupe.

Le couple M_z (N.m) est le moment résultant de l'effort de coupe, s'exerçant sur l'outil au centre du foret suivant l'axe de rotation. Il peut être mesuré durant l'usinage par des dispositifs piézoélectriques (voir Chapitre IV). C'est l'une des composantes les plus importantes des efforts de coupe avec l'effort de pénétration F_z s'exerçant sur l'outil. La Figure II.1.2 donne une estimation de la contribution des listels, des arêtes de coupe et de l'âme du foret sur le couple M_z pour le perçage du Ti6Al4V. Cette estimation a été réalisée par Bonnet [Bonnet 2009] en calculant l'énergie dissipée par les frottements. Il montre ainsi, qu'environ 20% de l'énergie de coupe est due aux frottements des listels sur la paroi du trou. Il en est de même pour l'âme du foret.

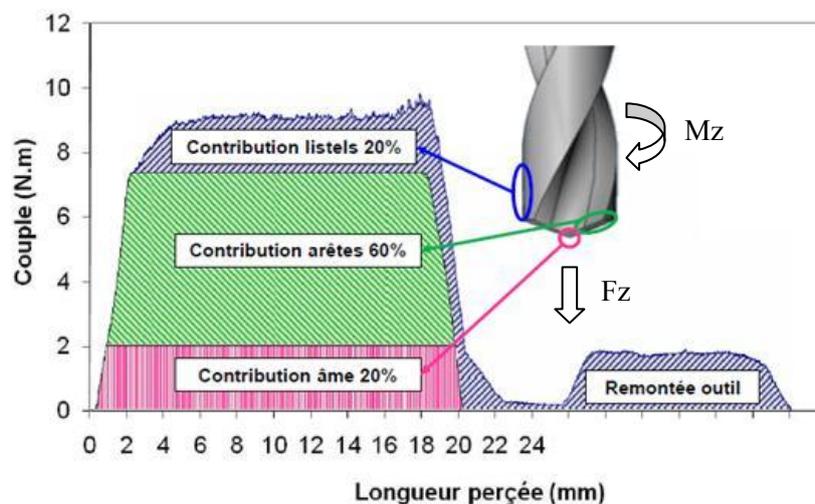


Figure II.1.2 : Estimation de contribution des listels, des arêtes et de l'âme d'un foret sur le couple suivant l'axe de broche pour un perçage Ø12 dans du Ti6Al4V [Bonnet 2009].

Dans notre étude, le perçage est réalisé dans un avant trou, éliminant ainsi la contribution de l'âme du foret. Une simplification couramment utilisée par de nombreux auteurs permet de calculer la puissance de coupe à partir du moment mesuré suivant l'axe de la broche, de la vitesse angulaire, de l'effort de pénétration et de la vitesse d'avance (équation II.1.1). Cette équation sera appliquée pour le calcul de la puissance de perçage à partir des mesures effectuées avec la platine de mesure d'effort Kistler. Nous négligerons donc les couples intrinsèques à la coupe.

$$\text{équation II.1.1} \quad P_c = M_z \times \omega + F_z \times Vf \quad \text{avec} \quad \omega \text{ (rad/s)} = 2\pi \times \frac{N}{60}$$

La puissance de coupe nécessaire à un usinage peut être aussi calculée à partir de la pression spécifique de coupe K_c (N/mm^2) (équation II.1.2). Cette dernière, également appelée coefficient spécifique de coupe est définie comme étant la force tangentielle nécessaire pour détacher un copeau ayant une section transversale d'un millimètre carré. Elle donne une mesure de l'usinabilité d'une matière déterminée, compte tenu d'un angle de coupe et d'une épaisseur de copeau. La pression spécifique de coupe est obtenue à partir de tables fournissant sa valeur en fonction essentiellement de la matière de la pièce usinée, de l'angle de coupe effectif et de l'épaisseur moyenne de copeau. Sinon, elle peut être calculée à partir d'essais de type Couple-Outil-matière (paragraphe II.1.2.1) pour un outil et une matière donnés.

équation II.1.2

$$P_c = \frac{D \times V_c \times f \times K_{c,c}}{240}$$

L'opération de perçage décrite dans le chapitre I est suivie d'une opération de finition réalisée en tournage intérieur. Contrairement à une opération de tournage extérieur, cet usinage partage les contraintes du procédé de perçage, c'est-à-dire les problèmes de dégagement des copeaux et les difficultés de lubrification. De plus, ces deux procédés ont les mêmes paramètres de coupe, mis à part le nombre d'arêtes, limité à un en tournage. La principale difficulté du tournage intérieur de petit diamètre est la flexion de l'outil qui n'est pas compensée par la deuxième arête comme en perçage. Les conséquences de cette flexion outil sont des problèmes de vibration et de déviation lors de l'entrée dans la matière.

Ce paragraphe rappelle les problématiques, ainsi que les principaux paramètres liés au procédé de perçage. Les méthodes expérimentales utilisées en usinage vont faire l'objet de la partie suivante.

II.1.2 Méthodologie d'essais

Les études centrées sur l'usinage des matériaux ont toujours comporté une importante partie expérimentale, aussi bien pour vérifier des influences pressenties que pour établir des modèles empiriques. Par exemple, il n'existe pas de formule permettant de calculer les coefficients spécifiques de coupe à partir des propriétés d'un matériau. Ils sont déterminés expérimentalement et il existe des abaques pour les matériaux les plus courants, mais pas pour les matériaux récents (superaliages).

Comme présentés dans l'introduction, les objectifs de la thèse passent par la réalisation de plusieurs niveaux d'intégrités de surface. Pour cela, nous allons utiliser des méthodes expérimentales déjà mises en œuvre en usinage. La première méthode détaillée est le Couple-Outil-Matière défini par les normes [NF-E66-520-1 1994] à [NF-E66-520-8 2000]. Ensuite, la méthode des plans d'expériences est explicitée au travers de son application à l'usinage. Enfin, les différents paramètres pris en compte pour les essais d'usinage seront présentés.

II.1.2.1 Couple-Outil-Matière

Le Couple-Outil-Matière (COM) [NF-E66-520-1 1994], définit un domaine de validité (V_c , f et a_p) concernant l'utilisation d'un outil pour l'usinage d'un matériau à partir d'une démarche expérimentale. À l'intérieur de ce domaine, les conditions de coupe et la puissance nécessaire à la coupe ainsi que la durée de vie de l'outil peuvent être calculées pour chaque point de fonctionnement. Cette méthodologie est basée sur l'évolution du coefficient spécifique de coupe, la forme des copeaux obtenus et la durée de vie de l'outil. Elle est généralement utilisée pour déterminer un point de fonctionnement optimal par rapport à la durée de vie de l'outil.

Cette méthode détermine un cadre expérimental basé sur des essais en croix. Ces essais consistent à tester une plage de vitesse de coupe et d'avance afin de déterminer un point de fonctionnement minimisant le coefficient spécifique de coupe. A partir d'une avance figée, plusieurs vitesses de coupe sont testées jusqu'à déterminer $V_{c_{min}}$ donnant le plus faible K_c . Puis, avec $V_{c_{min}}$ figée, la même méthode est utilisée pour déterminer l'avance optimale $f_{optimal}$. Le choix de $V_{c_{min}}$ et $f_{optimal}$ est réalisé par comparaison des courbes $K_c=f(V_c)$ et $K_c=f(f)$ avec les courbes usuelles identifiées dans la norme.

Cette méthode guide l'expérimentateur afin de limiter les essais « par tâtonnement » qui sont coûteux en nombre d'essais. Néanmoins, elle ne satisfait pas toujours les exigences de tous les procédés. Par exemple, dans le cas des matériaux réfractaires ou lors d'usinages avec des usures catastrophiques, les conditions optimales sont difficilement identifiables [Wagner 2010]. Ainsi, plusieurs études ont tenté d'extrapoler cette méthodologie afin d'en étendre le champ d'application.

Charbonnaud [Charbonnaud 2000] va plus loin en présentant une méthode expérimentale d'optimisation des paramètres de coupe par une approche élargie du COM (COM²). C'est une

méthode itérative de caractérisation des paramètres d'usinage définis comme un ensemble Matière-Opération-Machine-Outil. Ces paramètres sont définis dans le Tableau II.1.2. La démarche est appliquée à l'optimisation du contournage d'un titane avec un outil ARS. Il a ainsi réduit les problèmes de vibration et de flexion de la pièce par une optimisation des paramètres de coupe et de la géométrie de l'outil.

Tableau II.1.2 : Paramètres du COM² pour optimiser par la surveillance un usinage [Charbonnaud 2000].

Matière	Opération	Machine	Outil
- Type	- Type	- Type	- Désignation
- État	- Passe radiale	- Vitesse de coupe	- Montage
- Dureté	- Passe axiale	- Avance à la dent	- Diamètre
- Pression spécifique	- Engagement		- Nombre de dents
- Coefficient de coupe	- Lubrifiant		- Angle de coupe
			- Angle d'attaque

Hamade [Hamade 2006] présente une méthodologie pour déterminer les coefficients spécifiques de coupe par la réalisation de perçage dans un avant-trou de guidage. Il prend en compte les variations de l'angle de coupe ainsi que celles de la vitesse tangentielle afin de calculer les efforts de plongée agissant sur l'arête et sur les listels. En soustrayant ces efforts à la valeur totale mesurée, il détermine le couple, la poussée et la pression de coupe sur l'arête. Les efforts spécifiques de coupe définis par cette méthode pour le perçage de l'alliage d'aluminium 6061-T6 sont proches de ceux obtenus en coupe orthogonale, présents dans la littérature. Cette méthode permet par un simple avant trou de déterminer le coefficient spécifique de coupe pour une large plage de vitesse de coupe.

En conclusion, la méthodologie du COM permet de réduire le nombre d'essais, de déterminer un point de fonctionnement optimal et de limiter les essais d'usure. Elle est largement employée dans l'industrie. Dans un cadre scientifique, cette méthode basée sur la pression spécifique de coupe et l'usure outil n'est pas toujours adaptée à l'introduction d'autres paramètres que V_c , f , a_p (par exemple changement d'angle ou de revêtement d'outil). Enfin, malgré sa simplicité, cette méthodologie reste expérimentale et donc coûteuse.

II.1.2.2 Plans d'expériences en usinage

Les plans d'expériences sont des méthodes d'expérimentations très répandues mais dont l'utilisation dans l'industrie est relativement récente. Cette méthode part du constat que l'expérimentation coûte cher en temps et en moyens matériels. L'idée principale d'un plan d'expériences est donc de tirer un maximum d'informations des expériences réalisées par une planification de celles-ci et une variation de plusieurs niveaux ou paramètres à chaque essai. L'objectif final étant de réduire le nombre d'expériences et donc le coût [Vigier 1988].

Depuis longtemps, les scientifiques ont pratiqué des expériences destinées à étudier un phénomène. Dès le Moyen-âge, Nicolas Oresme ou Francis Bacon tentent de rationaliser leurs

expérimentations agricoles. La notion de plan d'expériences est introduite par Sir Ronald Fisher en 1919 par l'utilisation des carrés latins pour augmenter les rendements agricoles. Génèchi Taguchi reprendra la notion de plan d'expériences dans le cadre de la démarche qualité totale afin d'aider à la maîtrise de cette qualité dès la conception des produits. A partir de 1975, il vulgarisera la méthode et publiera des tables directement utilisables [Arsaut 2001].

Le principe des plans d'expériences, est que tout système est piloté ou influencé par des paramètres (X_1, X_2, \dots, X_i) (Figure II.1.3). La réponse Y_j donnée par le système peut alors être exprimée en fonction des paramètres d'entrée (X_1, X_2, \dots, X_i). La réponse peut donc s'écrire sous la forme $Y_j = f(X_1, X_2, \dots, X_i)$. L'objet des plans d'expériences est de quantifier l'influence des paramètres sur la réponse à partir de résultats d'expérimentations, et de formuler, si possible, une modélisation expérimentale [Goupy 1998].

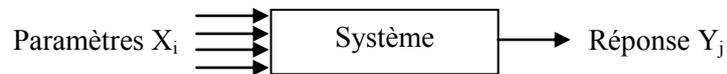


Figure II.1.3 : Schématisation d'un système.

Il existe deux stratégies d'expérimentation :

- les plans complets où toutes les combinaisons de paramètres sont testées,
- les plans réduits ou fractionnaires, parmi lesquels nous trouvons les plans Taguchi, où certaines combinaisons de paramètres ne sont pas testées.

Pour tout plan d'expériences, à partir d'une série de mesures de réponses, il est possible d'obtenir (en fonction du nombre d'essais) :

- la moyenne des mesures de la réponse,
- l'effet de chaque paramètre sur la réponse,
- l'effet des interactions entre les paramètres sur la réponse,
- un modèle comportemental permettant de prédire la réponse pour un nouveau jeu de paramètres ou déterminer les paramètres permettant d'atteindre une réponse souhaitée.

Les plans d'expériences sont très répandus pour la réalisation d'essais en usinage. La principale contrainte est le coût de mise en œuvre des essais (outils, matière, machine). De plus, le nombre et la durée des essais augmentent les risques de variabilité sur le matériau et sur les moyens d'essai.

Voici quelques exemples de plans d'expériences utilisés en usinage : Peña [Peña 2005] utilise un plan complet (table de Taguchi L_9) avec les paramètres V_c et f à trois niveaux chacun. Ce plan lui permet d'ordonner ses essais mais aucune modélisation n'est extraite de ce plan d'expériences. Par contre, Pawade [Pawade 2008] utilise un plan réduit à partir d'une table de Taguchi L_{27} afin de mettre en évidence l'influence de V_c , de f , de a_p et de la préparation d'arête sur les contraintes résiduelles et

le degré d'écroûissage. Ce plan réduit appliqué au tournage de l'Inconel[®] 718, diminue le nombre d'essais de 81 à 27.

Les avantages et les inconvénients des plans d'expériences sont présentés dans le Tableau II.1.3 pour des applications de recherche et pour des applications industrielles. Les principales difficultés des plans d'expériences résident dans l'identification des paramètres influents, la détermination et la maîtrise des niveaux (lors des essais), ainsi que le choix des interactions dans les plans réduits. C'est pourquoi dans les études sur la relation entre les signaux de surveillance et l'intégrité de surface où aucun des deux paramètres ne sont directement contrôlables, ces plans ne peuvent pas être employés tels quels. La grande majorité des auteurs, travaillant sur la relation « signaux-usure-intégrité de surface » utilisent des plans complets puisqu'ils ne cherchent pas une modélisation des résultats par les paramètres d'entrée.

Tableau II.1.3 : Avantages et inconvénients des plans d'expériences appliqués à la recherche et à l'industrie [Arsaut 2001].

EN RECHERCHE		EN INDUSTRIE	
AVANTAGES	INCONVENIENTS	AVANTAGES	INCONVENIENTS
Réduction du nombre d'essais <ul style="list-style-type: none"> • Baisse des coûts • Baisse des délais Augmentation de la précision des résultats Modélise le phénomène en procurant un polynôme L'essai de validation prouve la pertinence du polynôme	Difficultés à maîtriser les niveaux des facteurs durant les essais : le plan est fichu ! Risque de passer à côté d'un facteur influent : le résultat du polynôme est faux	Réduction du nombre d'essais <ul style="list-style-type: none"> • Baisse des coûts • Baisse des délais Donne un modèle expliquant la variabilité d'un processus Permet de maîtriser la variabilité	Dans le processus, toute variation de niveau d'un facteur du polynôme génèrera de la non qualité. Pousse à maîtriser les niveaux de facteurs dans le processus

II.1.2.3 Choix des paramètres d'essais

Le choix des paramètres d'essais est prépondérant pour la réussite d'un plan d'expériences. Les études centrées sur l'intégrité de surface ont généralement deux objectifs : déterminer quelle est l'évolution de l'intégrité de surface en fonction des paramètres testés et définir quels sont les paramètres et niveaux optimaux. Les paramètres d'essais privilégiés sont les conditions de coupe V_c , f et a_p . En effet, l'influence de ces derniers est prépondérante sur le comportement de l'outil et sur le matériau. D'autres paramètres peuvent être associés à ces trois premiers :

- **des paramètres liés à l'outil** : les géométries d'outils [Pawade 2007] [Sharman 2008] [Devillez, 2007], les revêtements d'outils [Sharman 2006], l'acuité d'arête [Marinescu 2008].
- **des paramètres liés à la matière** : par exemple, Li [Li 2007] montre l'influence de différents traitements thermiques sur les couches blanches générées lors du perçage d'un acier. De même, Grum [Grum 2003a][Grum 2003b] étudie l'influence de la microstructure

sur la rugosité et les efforts lors du tournage des alliages d'aluminium AlSi5, AlSi12 et AlSi20.

- **des paramètres liés à la lubrification** : Diniz et al. [Diniz 2008] ont étudié l'influence du pourcentage d'émulsion sur l'usure outil lors du fraisage d'un acier. Sharman [Sharman 2001a] intègre les pressions/débits de lubrifiant dans son plan d'expériences sur le tournage du titane.
- **des paramètres liés à la machine** : ainsi Arnaud et al. [Arnaud 2008a][Arnaud 2008b] ont démontré l'influence du faux rond de montage sur les vibrations lors d'une opération de tournage intérieur d'une bague en bronze.

Enfin, une dernière approche expérimentale consiste à faire varier ces mêmes paramètres (par exemple V_c et f) mais en les associant afin de créer de nouveaux paramètres « composés » pour le plan d'essais. Ainsi Kwong [Kwong 2008] a généré une cartographie de l'intégrité de surface lors du perçage du superalliage base-nickel RR1000, définie par le débit copeau et l'usure outil (Figure II.1.4).

De même, Klocke [Klocke 2010] utilise des paramètres adimensionnés (basé sur le théorème de Buckingham) composés de ces mêmes paramètres de coupe (V_c , f) pour établir son plan d'expériences. Cette méthode a pour objectif de définir un domaine d'intégrité de surface en réduisant le nombre d'essais par rapport à une discrétisation dans un domaine V_c - f . En effet, les paramètres adimensionnés, une fois transformés pour être intégrés dans une représentation V_c - f , ne décrivent pas des points mais des courbes (Figure II.1.5).

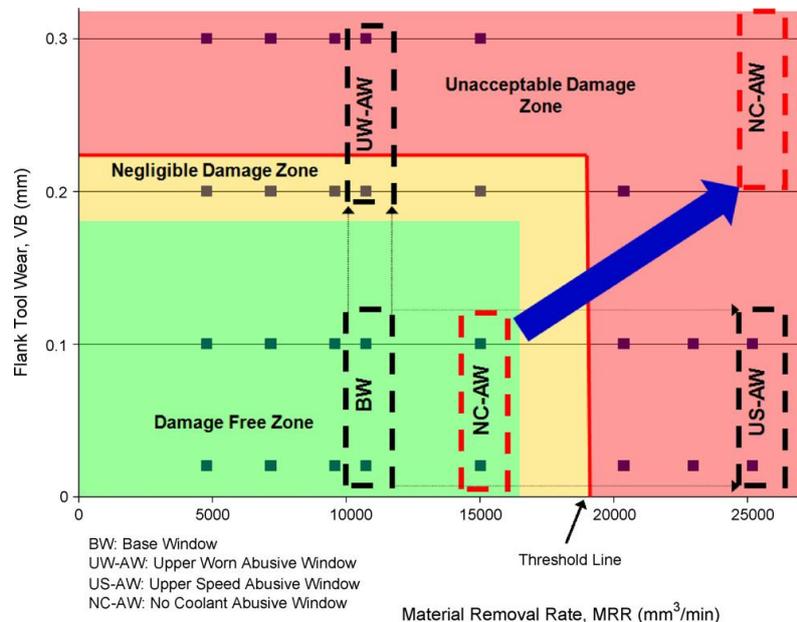


Figure II.1.4 : Détermination de domaines d'intégrité de surface en fonction de l'usure outil en dépouille (VB) et du débit copeau (Q) [Kwong 2008].

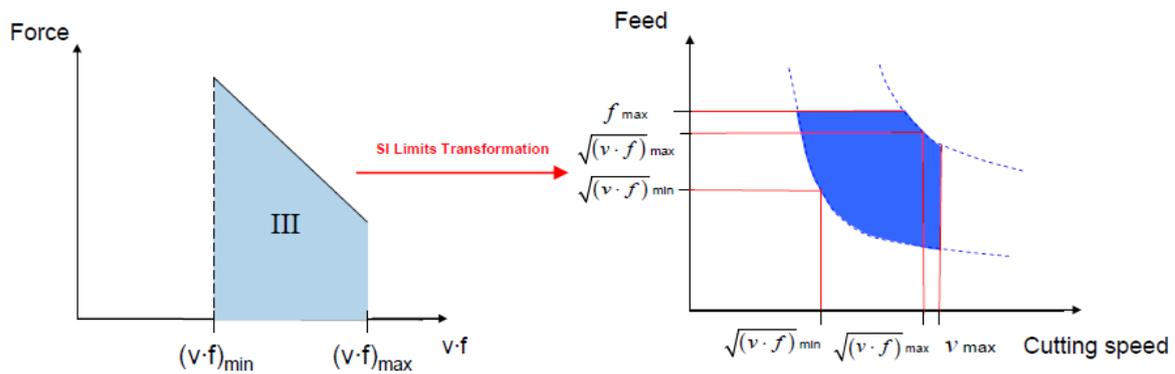


Figure II.1.5 : Transposition des paramètres adimensionnés à un domaine Vc-f [Klocke 2010].

Tous ces paramètres peuvent être considérés comme figés lors des procédés (par exemple lors d'essais en laboratoire), mais ils peuvent aussi bien faire partie de la variabilité d'un procédé en production. Il convient donc de définir un usinage dans des conditions « perturbées » dès lors que la variation d'un paramètre entraîne un changement de résultats sur la pièce. Parmi les paramètres variables de l'usinage des alliages base-nickel, l'usure outil est l'un des plus importants.

II.1.3 Usure des outils dans les superalliages base-nickel

De nombreuses études traitent de la difficulté à usiner les superalliages base-nickel, mais il en existe peu sur le perçage de l'Udimet® 720 car il s'agit d'un matériau essentiellement dédié aux disques de turbines [Ezugwu 1998][Ezugwu 2003]. Un grand nombre d'articles traitent de l'usure de l'outil et de l'amélioration de la productivité pour l'usinage de l'Inconel® 718 qui est un matériau plus répandu.

La Norme Afnor E66-520-8 définit les types d'usures que l'on peut rencontrer en perçage : l'écaillage, l'usure en dépouille (V_b), le rayonnement et les brûlures. Ces types d'usures peuvent être localisés à la pointe du foret, sur l'arête de coupe ou sur les listels.

Chen [Chen 2003] dans son étude sur le perçage à sec de l'Inconel® 718, a défini quatre stades d'usure du foret: la couche de revêtement est enlevée dans un premier temps, suivie d'une usure en dépouille et d'un écaillage à l'extrémité extérieure de l'arête de coupe. Ensuite, des microfissures apparaissent dans la zone d'écaillage, ce qui conduit à des fissures de fatigue en sous-couche. De cette manière, il a montré que l'effort de friction génère le mode de dégradation de l'outil le plus important. La faible conductivité thermique de ce matériau conduit à de fortes températures au niveau de l'arête de coupe, associées à la présence de composés intermétalliques durs et de carbures dans la microstructure, ce qui engendre une usure par abrasion importante de l'arête de coupe. De plus, la matrice γ a tendance à s'écrouir facilement ce qui peut conduire à la formation d'une arête rapportée nuisible à l'état de surface[Ezugwu 2005] [Kwong 2008]. Les mêmes phénomènes d'arête rapportée

ont été observés sur les superalliages base titane Ti6Al4V et Ti5553 par [Cantero 2005] et [Wagner 2010]. Enfin, les copeaux formés lors de l'usinage des superalliages sont durs et continus ce qui nécessite une bonne tenue de la géométrie de l'outil [Kennametal 2006].

Dans l'étude de Perrin [Perrin 2007] sur le perçage de l'Inconel[®] 718 avec un foret hélicoïdale sous lubrification, il a été défini que le critère de réforme de l'outil (usure en dépouille $V_b = 0.3$ mm) est bien adapté pour maximiser la durée de vie outil, par contre il ne garantit pas le bon état métallurgique de la pièce.

II.1.4 Synthèse de l'état de l'art

Cet état de l'art présente les principales grandeurs nécessaires à la compréhension du procédé de perçage, les démarches expérimentales utilisées en usinage et l'usure des outils coupants pour l'usinage des superalliages base-nickel.

Cette étude a mis en avant la difficulté à caractériser et donc à localiser les efforts de coupe en perçage. Elle montre ensuite les difficultés liées à l'expérimentation, notamment dans le choix des paramètres et des niveaux pour la mise au point d'essais. Enfin, cet état de l'art dévoile que les modes de dégradation des outils dans les superalliages base-nickel comme l'Inconel[®] 718 sont largement étudiés et connus, contrairement à l'Udimet[®] 720.

II.2 DEMARCHE EXPERIMENTALE APPLIQUEE AU PERÇAGE

La démarche expérimentale doit permettre de générer une variation significative d'intégrité de surface. Dans ce but, deux contextes d'usinage appelés « normal » et « perturbé » sont définis. Le contexte d'usinage « normal » vise à mettre en avant l'influence des paramètres (vitesse de coupe-avance-usure) sur l'intégrité de surface. Dans le contexte d'usinage « perturbé », nous introduirons des paramètres liés à la variabilité du procédé de fabrication et identifiés en production.

Dans un premier temps, le dispositif expérimental est détaillé pour l'ensemble des essais réalisés en perçage. Ensuite, les conditions de coupe et les paramètres testés sont présentés au travers des démarches expérimentales mises en œuvre.

II.2.1 Dispositif expérimental

Ce paragraphe dresse un état des lieux des moyens utilisés pour les essais.

II.2.1.1 Description de l'outil

L'opération d'ébauche consiste en un perçage dans un avant trou Ø13 mm avec un foret à tête interchangeable Iscar Chamdrill Ø15,5 mm (Figure II.2.1). Le corps du foret est en acier et la tête en carbure de tungstène revêtue d'une couche TiAlN. L'arrosage s'effectue par le centre du foret. Les conduits d'arrosage ne débouchent pas sur la face de dépouille comme sur les forets monoblocs, mais derrière les listels. Cette spécificité est nécessaire pour le perçage dans un avant trou afin de refroidir et de lubrifier la zone de coupe dans ce type de matériaux. Par sa conception, le foret possède une faible hauteur de listel (4 mm), ce qui limite les phénomènes de frottement le long du trou [Bonnet 2009] et permet de localiser précisément dans le perçage la zone de contact outil par rapport à un signal enregistré.

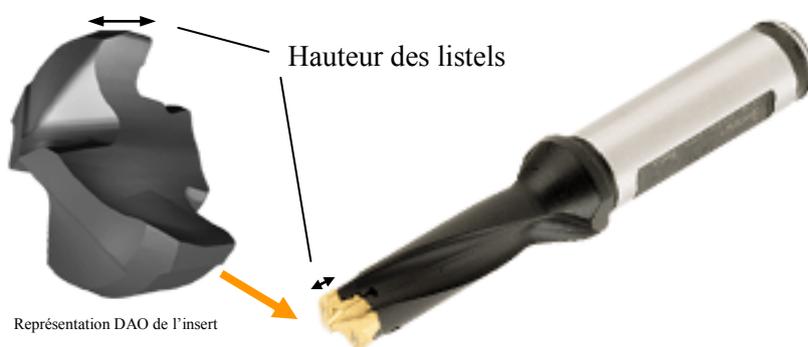


Figure II.2.1 : Foret Iscar Chamdrill.

II.2.1.2 Machines d'essais

Les essais ont été réalisés sur deux machines différentes, l'une est située sur le site de Turbomeca Tarnos (Olympic VK1055, Figure II.2.2.a) et l'autre au Laboratoire Génie de Production de l'ENIT (Huron KX10, Figure II.2.2.b). Ce sont deux centres d'usinage équipés de lubrification haute pression (25-60 bars) par le centre de la broche. Ils utilisent deux électro-broches (puissances maximales 15 et 20 kW) et la même huile de coupe (Rhenus r.meta FU 53 W). Les conditions optimales de coupe ont été identifiées sur la machine de production dans un contexte industriel. Ensuite, les essais ont été poursuivis sur la machine du laboratoire pour des raisons de disponibilité des équipements d'usinage, de mesure et pour mettre en place des perturbations d'usinage.

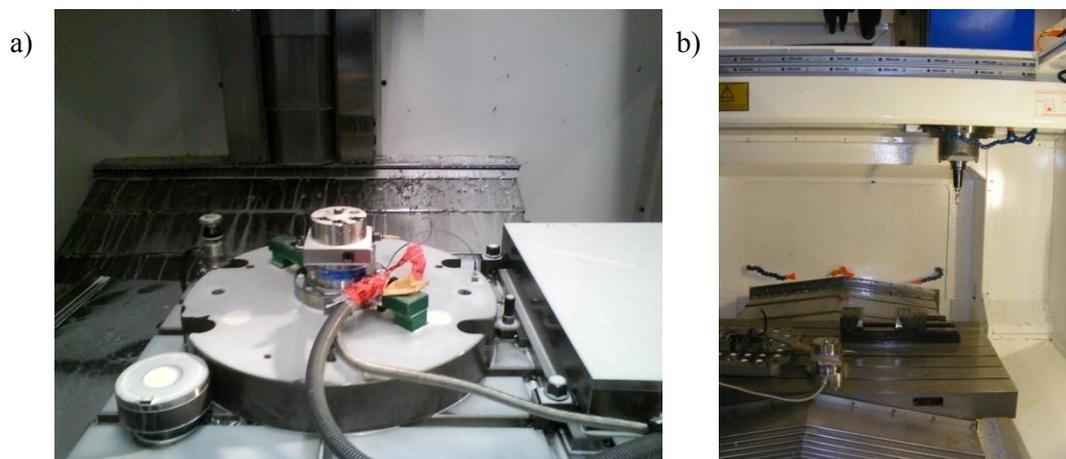


Figure II.2.2 : Centres d'usinage : (a) Olympic VK1055 et (b) Huron KX10.

Les machines ont la même architecture, des rigidités similaires et un arrosage par le centre réglé à la même pression en sortie de pompe (17 bars). Des essais ont été réalisés dans le même échantillon de matière sur les deux machines. Les différences obtenues sont respectivement de 2 et 28 % sur la composante statique et dynamique de la puissance de coupe. Compte tenu des différences obtenues entre deux outils neufs, environ 1 et 30 % (statique et dynamique), nous considérons donc que la reproductibilité des essais entre les deux machines est satisfaisante.

II.2.1.3 Pièce et montage d'essais

Les perçages sont réalisés dans des rondelles de matière, issues du processus de forge des disques de turbine en Udimet 720. Ces rondelles ont un diamètre de 80 mm et une épaisseur de 37 mm et possèdent les mêmes propriétés mécaniques et thermiques que les disques de turbine.

Un montage d'essais a été créé afin de réaliser un maximum de perçages dans les rondelles de matière (Figure II.2.3.a). Ce montage remplit les critères suivants :

- le positionnement de la rondelle d'essais par rapport au centre de la platine de mesure d'efforts,
- l'indexation des perçages,
- le serrage de la rondelle.

Les phénomènes thermiques étant prépondérants pour le perçage des superalliages base-nickel, les pièces d'essais doivent respecter la massivité thermique d'un disque de turbine [Perrin 2007]. D'après les travaux de cet auteur, nous avons estimé que dans le domaine d'étude, nous n'aurons pas d'influence thermique sur la microstructure au delà de 3 mm par perçage. En respectant un minimum de 6 mm entre chaque perçage et avec le bord de la rondelle, le nombre maximal de perçages est défini à six par rondelle. Le plan des rondelles d'essais est détaillé sur la Figure II.2.3.b.

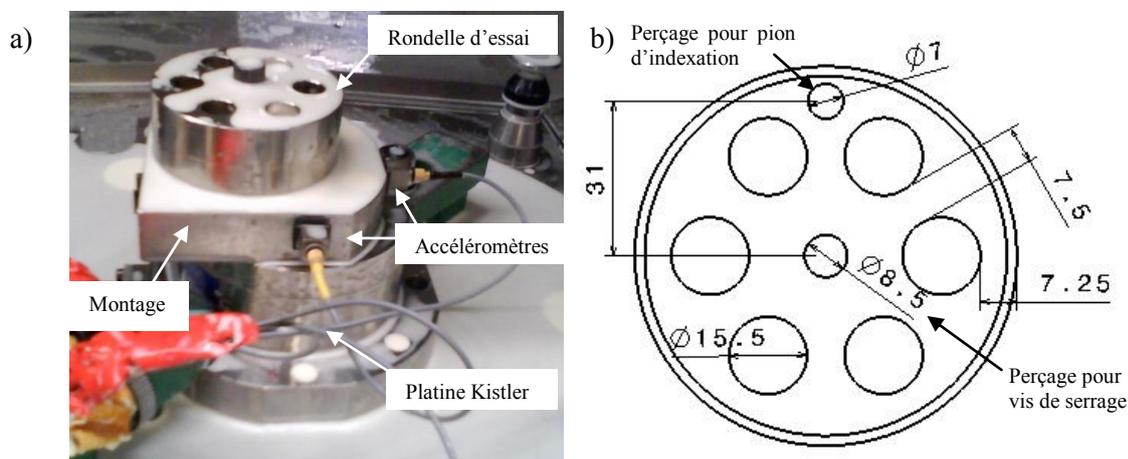


Figure II.2.3 : (a) Montage de perçage et (b) plan de l'éprouvette de perçage.

II.2.1.4 Dispositifs de surveillance

Tous les essais ont été suivis à l'aide de trois dispositifs permettant de mesurer : les efforts, l'accélération et la puissance consommée par la broche. Une platine de mesure d'efforts quatre composantes Kistler 9272A est utilisée pour mesurer le couple M_z suivant l'axe de rotation de la broche et les efforts suivant les directions X, Y et Z de la machine. La platine est repérée dans le repère machine à l'aide d'un palpeur 3D, afin de réaliser les perçages au centre de la platine. L'erreur de positionnement est de l'ordre de 0,05 mm pour une section copeau de 1,25 mm.

Trois accéléromètres Bruel&Kjaer uni-axiaux sont placés sur le montage de la pièce suivant les directions X, Y et Z de la machine. Bien entendu, la première fréquence propre de la platine de mesure est supérieure à la fréquence d'excitation provoquée par la coupe.

La seule différence entre les deux machines concerne le dispositif de mesure de la puissance sur la broche. Elle s'effectue avec un capteur Watt Pilote sur la machine Olympic VK1055, alors que sur la machine Huron KX10, la puissance est enregistrée via le profibus Siemens et le logiciel Sinucom NC. Le système Siemens permet également d'enregistrer le courant des axes de la machine. Les spécificités des capteurs seront détaillées dans le paragraphe IV.2. Les deux systèmes de mesure de puissance ont été comparés par rapport à la platine de mesure d'efforts.

II.2.2 Conditions d'usinage en mode « normal »

II.2.2.1 Couple-Outil-Matière appliqué à l'opération de perçage

Les premiers essais ont été réalisés afin de déterminer les conditions de coupe pour obtenir une intégrité de surface optimale et définir une plage de conditions suffisantes pour générer des anomalies d'usinage. Dans ce but, nous avons choisi la méthodologie Couple-Outil-Matière en faisant l'hypothèse dans une première approche, que le coefficient spécifique de coupe est représentatif de l'intégrité de surface. Nous avons donc recherché les conditions de coupe permettant de minimiser le K_c , mais aussi celles produisant une augmentation du K_c afin de générer une intégrité de surface optimale et d'autres dégradées.

La première phase des essais de type Couple Outil-Matière consiste à déterminer $V_{c_{min}}$. Pour cela, à partir d'une avance $f = 0,1$ mm/tr de référence (condition de production), nous avons fait varier la vitesse de coupe V_c tout en relevant la puissance consommée par la broche et les efforts de coupe M_z et F_z (effort suivant l'axe de broche). Les équations II.2.1 permettent de calculer les coefficients spécifiques de coupe K_c en fonction de chaque mesure (M_z , P_c et F_z). $V_{c_{min}}$ s'obtient par détermination expérimentale après lecture de la courbe $K_c = f(V_c)$. Un outil neuf est utilisé pour chaque condition testée.

$$\text{équations II.2.1} \quad k_{c,c}(P_c) = \frac{240 \times P_c}{D \times V_c \times f} \quad k_{c,c}(M_z) = \frac{8000 \times M_z}{D^2 \times f} \quad k_{c,f} = \frac{2 \times F_z}{D \times f}$$

La Figure II.2.4.a, représente le coefficient spécifique de coupe en fonction des vitesses de coupe testées. La Norme E66-520-8, définit $V_{c_{min}}$ comme étant le point où le coefficient spécifique de coupe est le plus faible dans une courbe en « cuvette ». Ainsi $V_{c_{min}} = 19$ m/min.

Ensuite, $f_{optimal}$ est déterminé de la même manière en faisant varier f tout en conservant $V_{c_{min}}$ fixe. L'avance optimale est définie comme étant le point situé juste après le point d'inflexion de la courbe $K_{c,f} = f(f)$ (Figure II.2.4.b). Ainsi $f_{optimal} = 0,1$ mm/tr.

La Figure II.2.4.a fait apparaître une différence de niveaux et de formes entre les courbes $K_{c,c}$ (M_z) et $K_{c,c}$ (P_c) calculées avec les équations II.2.1. Les différences de niveaux et de formes s'expliquent par la contribution des efforts d'avance qui sont pris en compte dans la mesure de puissance et non dans la mesure du couple. Dans ce cas précis, la détermination du $V_{c_{min}}$ est plus

évidente avec le coefficient $K_{c,c}$ (P_c) car celui-ci décrit une « cuvette » plus prononcée. Les différences des valeurs de $K_{c,c}$ et $K_{c,f}$ (Figure II.2.4.a et .b) s'expliquent par la méthode de calcul (équations II.2.1) qui utilise le couple et l'effort de pénétration. Cette différence est accentuée par le perçage dans un avant trou qui élimine l'effort d'indentation (suivant F_z) liée à l'âme du foret.

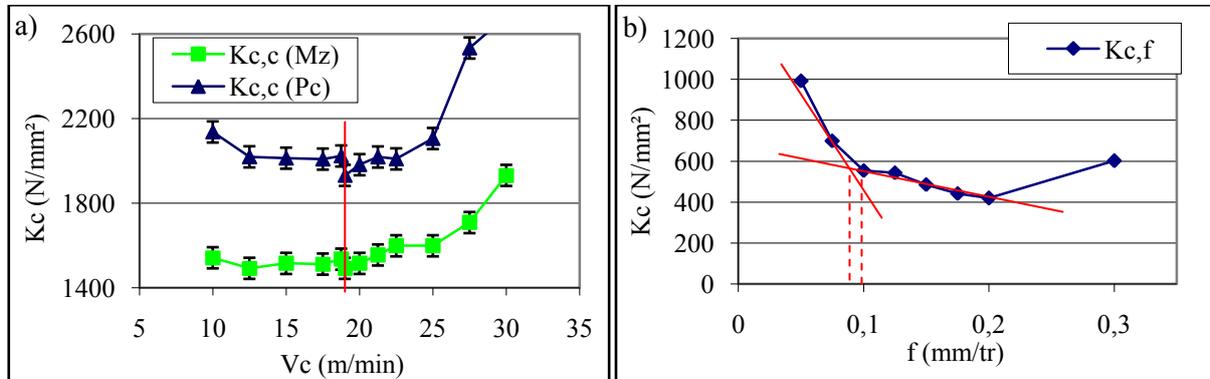


Figure II.2.4 : Evolution (a) des coefficients spécifiques de coupe $K_{c,c}$ (Mz) et $K_{c,c}$ (Pc) en fonction de V_c et (b) du coefficient spécifique $K_{c,f}$ en fonction de f .

Les variations de K_c en fonction de V_c sont faibles et il est difficile de définir un minimum (problématique caractéristique des matériaux durs [Wagner 2010]). La démarche COM s'appuie sur l'usure outil afin d'affiner le choix des conditions de coupe optimales. Dans notre étude, la durée de vie de l'outil est très limitée (deux perçages par insert). Nous avons donc utilisé des mesures non destructives d'intégrité de surface afin de déterminer non plus un point de fonctionnement mais un domaine optimal. Les limites du domaine ont donc été fixées par l'augmentation brusque de la rugosité à 22 m/min et une avance de 0,2 mm/tr en fonction de l'augmentation du défaut de conicité.

La méthodologie dite en croix des essais COM est conçue pour définir un point de fonctionnement. Une étude plus complète du domaine de vitesses de coupe est nécessaire afin de comprendre l'évolution des signaux et de l'intégrité de surface.

II.2.2.2 Essais « Cartographie » V_c/f

Afin de définir les tendances d'évolution de l'intégrité de surface et des signaux en fonction des conditions de coupe (V_c et f), nous avons réalisé des essais appelés « cartographie » sur le domaine de conditions de coupe défini lors des essais COM (Figure II.2.5.a). Les conditions testées ont été orientées vers les vitesses les plus importantes ($V_c > 15$ m/min et $f = 0,05$ mm/tr).

Les essais sont discrétisés tous les 5 m/min pour les vitesses de coupe et tous les 0,05 mm/tr pour l'avance. Une série d'essais a été rajoutée à 22 m/min car cette vitesse a été identifiée comme la limite en V_c du domaine COM (changement significatif de rugosité).

Durant ces essais, trois types de copeaux ont été observés et classés suivant les notations de la norme [NF-E66-520-8 2000] :

- Plats : élémentaires (A4), mi-longs (C4) et longs (D4),
- Hélicoïdaux : élémentaires (A6) et courts (B6),
- Torsadés : mi-longs (C2) et longs (D2).

La Figure II.2.5.b représente la localisation des différentes formes de copeaux en fonction des conditions de coupe. Nous distinguons trois zones en fonction des formes de copeaux (plats, hélicoïdaux et torsadés). Il faut remarquer qu'une frontière (copeaux plats # 4 / torsadés # 2) peut être déterminée pour les conditions de coupe allant de $V_c 19-f_0,25$ à $V_c 30-f_0,1$. Cette frontière correspond en temps d'usinage à environ 25 secondes. Ce changement de forme des copeaux permet de présumer une variation des sollicitations thermomécaniques affectant la coupe.

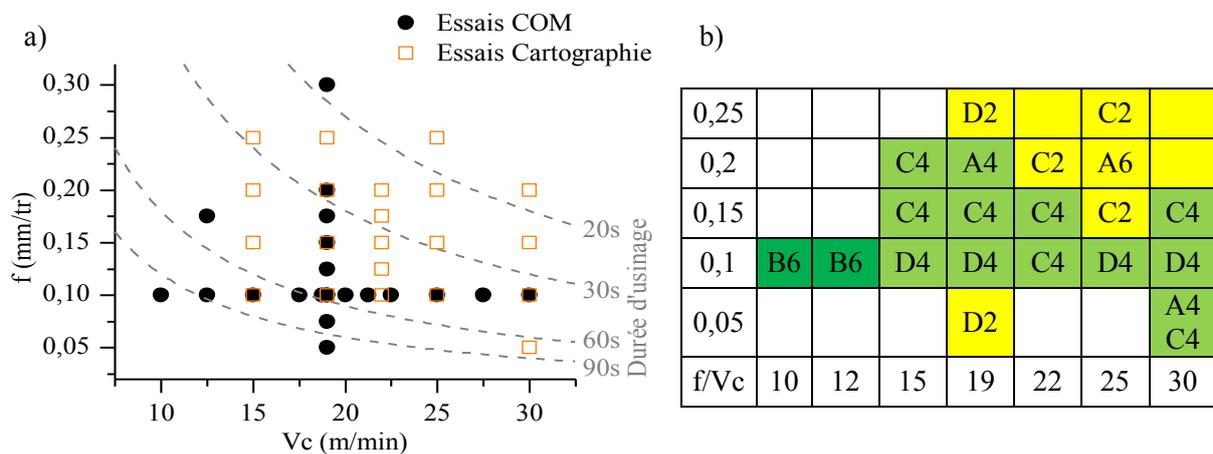


Figure II.2.5 : (a) Conditions de coupe testées pour les essais « cartographie » et (b) formes des copeaux en fonction des vitesses de coupe et d'avance testées.

La Figure II.2.6 présente les évolutions des efforts spécifiques de coupe $K_{c,c}$ et $K_{c,f}$ en fonction des conditions de coupe. Une augmentation des coefficients spécifiques de coupe est observée pour les vitesses les plus importantes et confirme donc les observations réalisées lors des essais COM. De plus, la frontière de changement de la forme des copeaux entre copeaux plats et torsadés correspond à un $K_{c,c}$ supérieur à 2000 N/mm^2 sur la Figure II.2.6.a.

Il faut noter qu'une différence de dureté entre les matières des essais COM et « cartographie » ne permettra pas de traiter les résultats de ces deux campagnes d'essais en même temps.

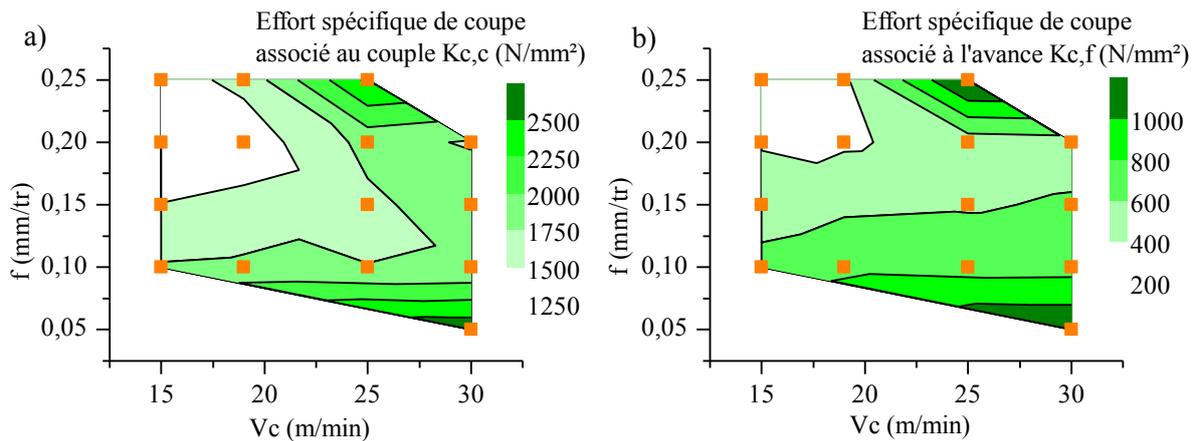


Figure II.2.6 : Evolution des pressions spécifiques de coupe (a) $K_{c,c}$ (Mz) et (b) $K_{c,f}$ en fonction des conditions de coupe.

Les essais « cartographie » ont été utilisés afin de mesurer l'évolution de l'usure pour un contexte d'usinage « normal ». L'évolution de l'usure sera présentée au paragraphe II.3.2.

Les essais réalisés permettent de tester trois paramètres (V_c , f et V_b) sur un domaine défini dans des conditions de coupe en mode « normal ». Ce domaine est volontairement restrictif par rapport aux capacités de la machine mais d'autres études ont déjà exploré les conditions de coupe extrêmes [Perrin 2007] [Kwong 2008]. Etant donné ce domaine relativement restreint, nous nous sommes intéressés à des perturbations d'usinage autres que les conditions de coupe.

II.2.3 Conditions d'usinage en mode « perturbé »

Il existe deux types de perturbations : les perturbations antérieures à l'opération d'usinage qui modifient son contexte et les perturbations momentanées durant l'usinage.

Nous avons identifié plusieurs paramètres pouvant perturber l'usinage :

- une variation de paramètres machine : changement de vitesse de coupe et/ou de l'avance (paramètres testés lors des essais « cartographie »),
- une modification de la lubrification : coupure de lubrification et/ou variation du pourcentage d'émulsion,
- une influence du matériau : variation de l'état métallurgique induisant une modification de dureté,
- une influence de l'opération précédente : défaut de positionnement par rapport à l'avant trou, représentant une erreur de réglage machine.

A partir de ce constat, nous avons imaginé deux séries d'essais : la première série met en évidence l'influence d'une coupure de lubrification momentanée sur l'intégrité de surface. La deuxième série d'essais consiste à vérifier l'influence d'une dérive du contexte d'usinage sur l'intégrité de surface (pourcentage d'émulsion, dureté pièce et position par rapport à l'avant trou). Les perturbations d'usinage seront positionnées par rapport aux conditions de coupe des essais « cartographie ».

II.2.3.1 Essais de coupure de lubrification

Afin de perturber temporairement un usinage, une coupure de lubrification est générée par une commande sur le programme pièce à 10 mm de l'entrée du perçage sur 4 mm. Cette distance de coupure a été définie de manière à respecter deux critères :

- un intervalle d'environ deux secondes pour les conditions les plus importantes de façon à garantir l'absence de pression de lubrifiant à l'arête durant la coupure,
- la coupure est pilotée en distance et non en temps afin que la durée de celle-ci dépende des conditions d'usinage. Cette méthode permet en quelque sorte de compenser la dégradation de l'outil liée aux conditions de coupe (plus les conditions de coupe sont sévères plus la coupure est courte). Les conditions de coupe testées, ainsi que les durées des coupures sont données sur la Figure II.2.7.

Les conditions de coupe (CL2 et CL4) ont été choisies aux limites du domaine d'étude en V_c où les phénomènes thermiques sont les plus importants. La condition de coupe CL1 correspond à la référence (production) de manière à vérifier si une coupure de lubrification peut modifier l'intégrité de surface. Enfin, la condition de coupe CL3 permet de compléter le plan d'essais et se situe au bord du domaine COM. Chaque essai a été doublé afin de vérifier la reproductibilité des coupures de lubrification. Un outil neuf est utilisé pour chaque essai.

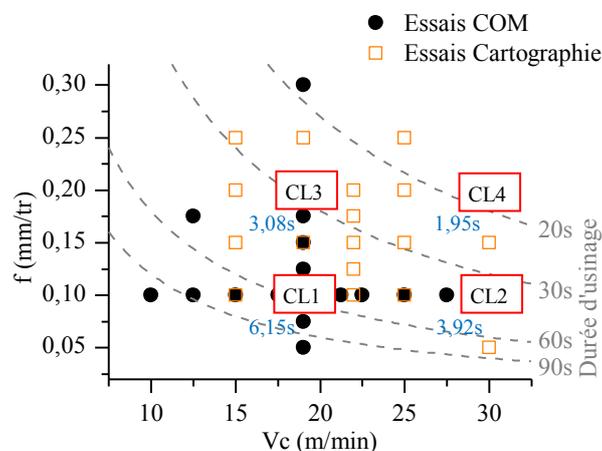


Figure II.2.7 : Conditions de coupe testées pour les essais de coupure de lubrification (CL1 à CL4).

L'exécution de la coupure de lubrification par le programme génère un arrêt très bref de l'avance dû à l'interprétation de la commande par l'automate. Cependant, il a été vérifié que les dents de l'outil restent constamment dans la matière. Pour la condition la plus sévère (V_c 30 et f 0,2) durant l'arrêt de l'avance (0,05 s), l'outil réalise un demi-tour ce qui ramène l'épaisseur de copeau de 0,1 à 0,05 mm par arête. Cet effet est considéré négligeable par rapport à celui engendré par l'absence de lubrification.

II.2.3.2 Essais avec variation du contexte d'usinage

La deuxième série d'essais « perturbés » fait intervenir des paramètres qui modifient le contexte d'usinage mais qui sont stables durant l'opération. Les niveaux des paramètres regroupés dans le Tableau II.2.1 ont été choisis par une étude de la variabilité du procédé d'usinage :

- Les vitesses de coupe représentent une variation de 25 % en deçà et au delà de la vitesse de référence (production).
- Les avances ont été choisies aux limites du domaine COM.
- Concernant l'émulsion, un relevé hebdomadaire de la concentration est effectué sur les machines de Turbomeca. Le bilan annuel indique que le pourcentage d'émulsion varie périodiquement entre 7,5 % et 12,5 %. Nous prendrons donc ces deux valeurs dans notre plan d'expériences.
- Les niveaux de dureté des pièces ont été identifiés durant les deux campagnes d'essais COM et « cartographie ». Les duretés des pièces des essais COM sont légèrement plus faibles (d'environ 30 HV₃₀) par rapport à celles des essais « cartographie », témoignant de la variabilité du traitement thermique. Cette différence de dureté sera générée par un changement du traitement thermique de vieillissement précisé au paragraphe III.2.1.
- Le défaut de positionnement de l'outil par rapport à l'avant trou est figé par le procédé à 0,02 mm. Nous avons décidé d'augmenter cette valeur à 0,05 mm de façon à représenter une erreur de réglage de la chaîne vectorielle, un défaut de programmation ou un défaut de montage.

Tableau II.2.1 : Paramètres du plan d'expériences.

Paramètres					
Niveau	Vc (m/min)	f (tr/min)	Emulsion (%)	Dureté (HV ₃₀)	Position par rapport à l'avant trou (mm)
-1	15	0,1	7,5	470	0
1	25	0,2	12,5	500	0,05

Afin d'étudier ces influences et de limiter le nombre d'essais, un plan d'expériences fractionnaire 2^{5-1} de résolution 5 a été choisi. Le paramètre pourcentage d'émulsion a été aliasé à l'interaction d'ordre 4, des quatre autres paramètres. Ce plan d'expériences permet de réduire le nombre d'essais de moitié par rapport à un plan complet 2^5 (32 essais). La structure de l'alias est représentée dans le Tableau II.2.2.

Tableau II.2.2 : Structure de l'alias du plan d'expériences.

Paramètres					Interactions									
A (Vc)	B (f)	C (dureté)	D (position)	E (émulsion)	AB	AC	AD	AE	BC	BD	BE	CD	CE	DE
BCDE	ACDE	ABDE	ABCE	ABCD	CDE	BDE	BCE	BCD	ADE	ACE	ACD	ABE	ABD	ABC

D'autres plans d'expériences auraient pu être choisis pour ces essais, par exemple, les plans 2^{5-2} permettent de diviser le nombre d'essais par quatre par rapport à un plan complet 2^5 . Cependant, nous pensons que les interactions d'ordre 2 et 3 (notamment Vc×f) ne sont pas négligeables, il serait donc risqué pour l'interprétation des résultats d'aliaser un autre paramètre.

II.2.4 Synthèse des essais réalisés en perçage

Trois méthodologies d'essais ont été employées en fonction des objectifs de chaque campagne d'essais. Ainsi, la méthodologie COM a permis de déterminer le point de fonctionnement optimal d'un point de vue des efforts spécifiques de coupe, de définir une plage de conditions de coupe qui génèrent une variation importante de Kc engendrant des changements de morphologie des copeaux.

L'utilisation de la méthode des plans d'expériences complets et réduits a permis d'étudier avec un faible nombre d'essais l'influence des perturbations d'usinage et ce, par rapport aux conditions de coupe en mode « normal ».

L'influence des paramètres testés lors de ces essais sur l'usure de l'outil, sur l'intégrité de surface et sur les signaux enregistrés est étudiée dans les paragraphes II.3, III.3, et IV.3.

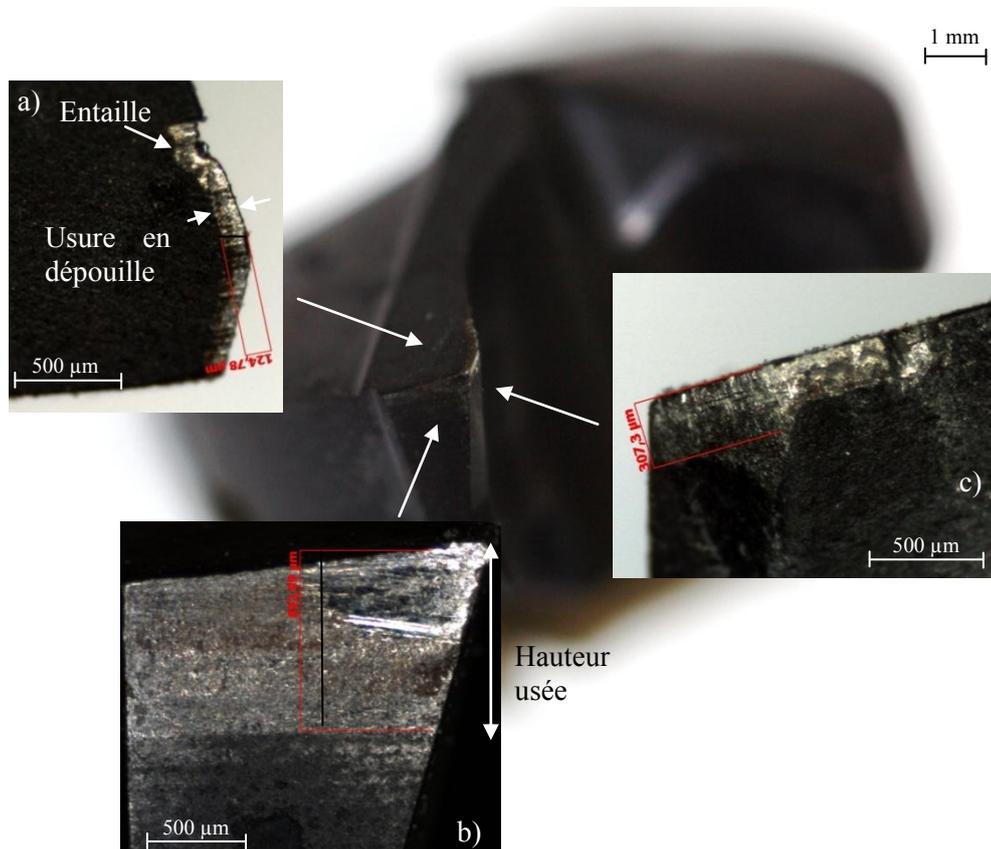
II.3 INFLUENCE DES CONDITIONS DE COUPE SUR L'USURE

Le dernier paragraphe de ce chapitre se focalise sur l'évolution de l'usure du foret durant les essais réalisés. Tout d'abord, les modes de dégradation du foret sont caractérisés. Ensuite, l'évolution des types d'usure est définie sur le domaine optimal et pour les essais perturbés.

II.3.1 Caractérisation de l'usure du foret

Le procédé de perçage que nous avons étudié présente quatre types d'usure :

- une usure en entaille sur l'arête de coupe (Figure II.3.1.a).
- une usure en dépouille (Figure II.3.1.a),
- une usure sur la face de coupe (Figure II.3.1.c),
- une usure des listels (Figure II.3.1.b).



L'usure en entaille est localisée sur l'arête de coupe au niveau de l'avant trou. D'après les travaux de Corduan [Corduan 2003], l'entaille est principalement due à la différence de pression localisée à la limite de la zone de coupe.

Les usures rencontrées ont toujours suivi le même schéma d'évolution :

1. une abrasion du revêtement (Figure II.3.2.a),
2. une adhésion du matériau usiné sur le substrat et la formation d'une arête rapportée, modifiant la géométrie de coupe (Figure II.3.2.b),
3. un effondrement de l'arête de coupe lorsque les efforts de coupe deviennent trop importants (Figure II.3.2.c).

Le phénomène d'adhésion de l'Udimet 720 sur le foret (arête rapportée) a été confirmé par une analyse par spectrométrie à dispersion d'énergie X (EDX) en mode cartographie. La Figure II.3.3 montre une arête d'un foret observée par microscopie électronique à balayage (MEB) ainsi que la cartographie X de la raie $K\alpha_1$ du nickel attestant la présence de cet élément dans cette même zone.

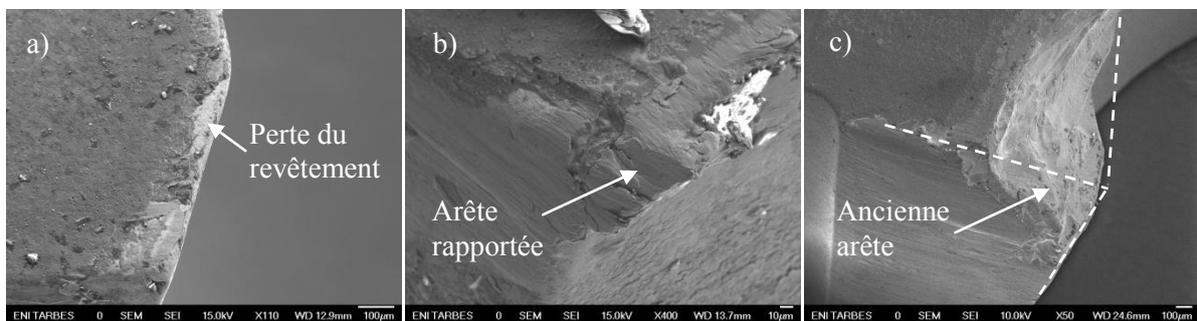


Figure II.3.2 : Stades d'usure du foret : (a) abrasion du revêtement, (b) formation d'une arête rapportée et (c) effondrement de l'arête de coupe.

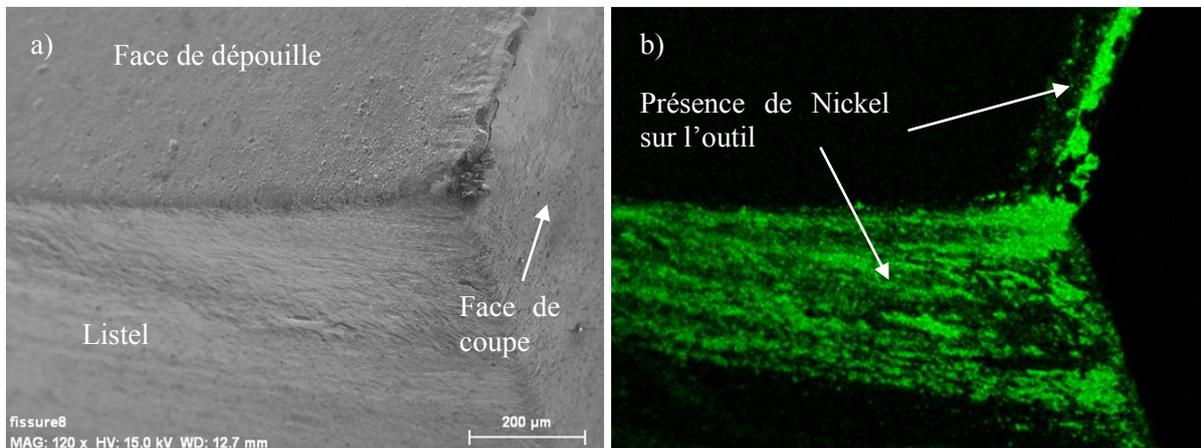


Figure II.3.3 : (a) Arête de coupe du foret observée au MEB (b) cartographie X de la raie $K\alpha_1$ du nickel.

L'usure outil est quantifiée à l'aide de deux mesures : la longueur usée en dépouille (V_b) et la hauteur usée des listels (suivant l'axe de l'outil). L'usure sur la face de coupe n'a pas été prise en compte durant l'étude car la face de coupe n'est pas directement en contact avec la surface usinée.

Les critères de quantification de l'usure sont utilisés pour représenter l'évolution de l'usure de l'outil par rapport aux conditions de coupe testées.

II.3.2 Evolution de l'usure en fonction des conditions de coupe

Un outil neuf a été utilisé pour chaque condition testée lors des essais COM et « cartographie ». La Figure II.3.4 rappelle les conditions testées et définit une limite d'effondrement de la plaquette du foret pour des temps d'usinage inférieurs à 20 secondes. Cette limite peut également être définie en débit copeau à 6000 mm³/min. L'étude des signaux de surveillance montre que l'effondrement intervient dès le début du perçage. Les essais étant discrétisés, il est difficile d'établir une limite précise, d'autant plus qu'il existe une variabilité sur la qualité de fabrication des outils. Cependant, les essais de coupures de lubrification ont confirmé l'effondrement d'arête pour les conditions de coupe Vc 30 m/min et f 0,2 mm/tr (CL4 du paragraphe II.2.4.1).

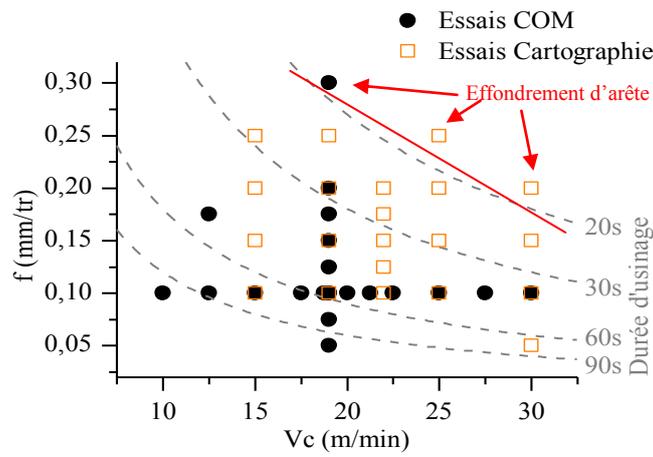


Figure II.3.4 : Limite d'effondrement d'arête de l'outil pour les essais « COM » et « Cartographie ».

Les évolutions de l'usure en dépouille et de la hauteur usée des listels (moyenne sur les deux dents) sont présentées sur la Figure II.3.5 pour les essais « cartographie ». Pour rappel, les essais COM ont été réalisés dans des pièces ayant un état métallurgique légèrement différent des essais « cartographie » ; ils n'ont donc pas été pris en compte dans cette représentation.

Sur le domaine de conditions de coupe étudié, l'évolution de l'usure en dépouille est importante (de 0,05 à 0,3 mm, avec une incertitude de mesure d'environ 0,01 mm). Une usure en dépouille de 0,3 mm (parfois 0,15-0,2 dans l'aéronautique) est souvent considérée dans l'industrie comme une limite de réforme d'un outil. Ces valeurs sont atteintes pour les conditions de coupe les plus sévères dès le premier perçage. Un large domaine de conditions de coupe (domaine blanc sur la Figure II.3.5.a) génère une usure en dépouille lente, comprise entre 0,05 et 0,1 mm.

Les usures (en dépouille et listel) sont fortement liées à l'évolution du débit copeau. Il est difficile de dégager une tendance entre la vitesse de coupe et l'avance. Les mesures réalisées sur les plaquettes ne permettent pas de différencier les modes de dégradations associés aux fortes vitesses de coupe (phénomènes thermiques) de ceux liés aux fortes avances (phénomènes mécaniques).

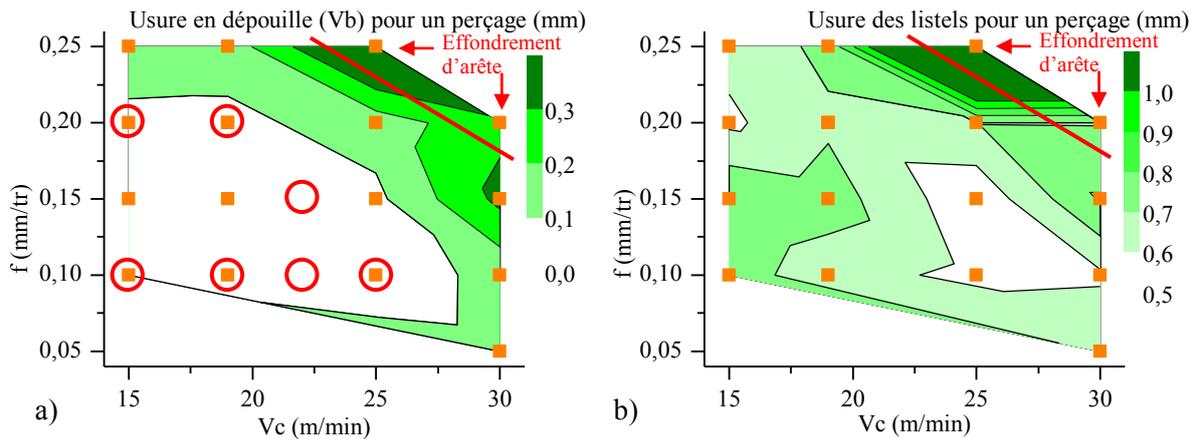


Figure II.3.5 : Evolution (a) de l'usure en dépouille et (b) de la hauteur usée des listels en fonction des conditions de coupe pour un seul perçage.

La durée de vie de cet outil est limitée en production à deux perçages par foret (tête interchangeable). Les conditions de production (V_c 20 et f 0,1) se situent dans le domaine où l'usure est inférieure à 0,1 mm pour un perçage. Des essais dits « d'usure » ont donc été réalisés aux conditions de coupe pour lesquelles l'usure en dépouille ne dépassait pas 0,1 mm. Les cercles rouges sur la Figure II.3.5.a présentent les conditions testées. Pour ces conditions, trois perçages ont été réalisés avec le même outil en mesurant l'usure en dépouille après chaque perçage (Figure II.3.6).

Dès le deuxième perçage, la vitesse de coupe la plus importante génère l'usure en dépouille la plus élevée. Pour le troisième perçage, les conditions de coupe avec le débit copeau le plus élevée génèrent une usure supérieure à 0,14 mm. Les conditions de coupe avec une avance inférieure à 0,15 mm/tr et une vitesse de coupe inférieure à 22 m/min ont une usure inférieure à 0,12 mm et entraînent donc une évolution plutôt lente de l'usure de l'outil.

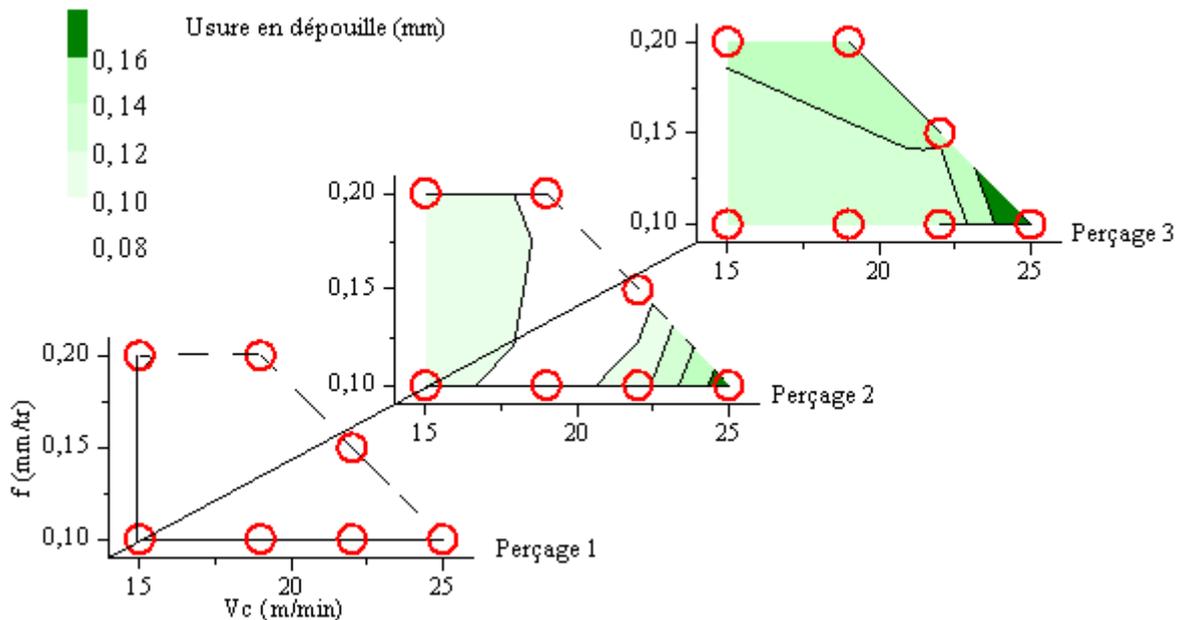
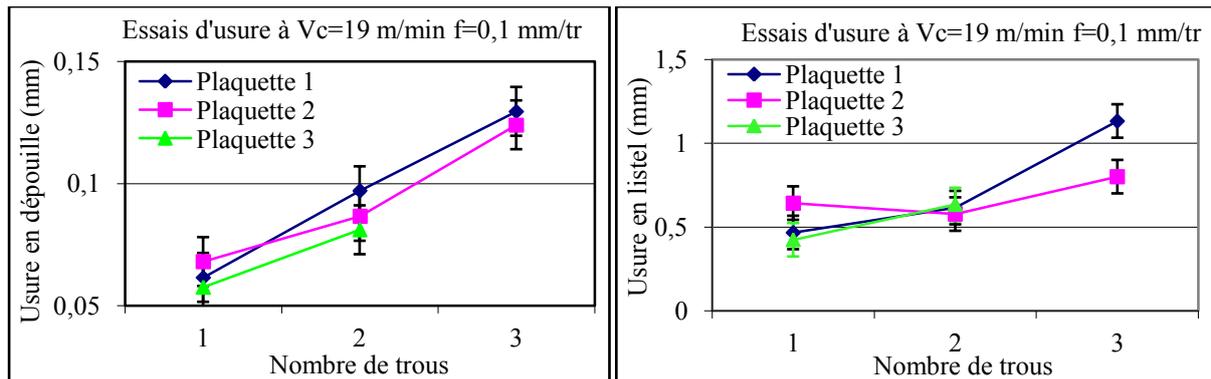


Figure II.3.6 : Evolution de l'usure en dépouille pour 3 perçages en fonction des conditions de coupe.

Enfin, les essais d'usure pour les conditions de coupe de production ont été répétés avec trois têtes neuves. Les Figures II.3.7.a et b présentent l'évolution de l'usure en dépouille et la hauteur usée des listels pour ces trois outils. Ces figures démontrent une bonne reproductibilité des usures et une évolution linéaire pour l'usure en dépouille. De plus, cette évolution linéaire de l'usure outil semble montrer que l'outil se situe dans la zone d'usure modérée. Le rodage de l'outil s'effectue probablement durant le premier perçage. L'évolution de la hauteur usée des listels est plus délicate à interpréter car elle est aussi plus difficile à définir.



Figures II.3.7 : Répétitivité des essais d'usure en perçage.

L'évolution des valeurs des critères d'usure montre que le domaine où l'usure de l'outil est la moins prononcée correspond aux conditions de coupe optimales définies par la méthode COM. Le coefficient spécifique de coupe semble donc bien adapté pour maximiser la durée de vie de l'outil.

II.3.3 Influence des conditions perturbées sur l'usure de l'outil

Les perturbations d'usinage générées lors des essais de coupe de lubrification et de variation du contexte d'usinage ont permis de générer différents types d'usure.

Le Tableau II.3.1 présente une comparaison entre les valeurs d'usure relevées après les essais de coupe de lubrification et les conditions normales d'usinage. Il n'y a pas de différence significative entre les valeurs observées, mis à part pour la condition de coupe CL4 qui se situe en dessous de la limite de 20 secondes d'usinage pour laquelle un effondrement d'une des deux arêtes de coupe a été observé.

Tableau II.3.1 : Comparaison des valeurs d'usure moyennes pour deux outils entre les essais avec et sans coupe de lubrification.

Conditions de coupe		Coupe de lubrification			Mode normal	
Vc (m/min)	f (mm/tr)		Usure en Vb (mm)	Hauteur usée des listels (mm)	Usure en Vb (mm)	Hauteur usée des listels (mm)
19	0,1	CL1	0,064	0,47	0,062	0,51
30	0,1	CL2	0,066	0,46	0,069	0,38
19	0,2	CL3	0,069	0,44	0,068	0,74
30	0,2	CL4	0,392	0,73	0,279	0,70

Le Tableau II.3.2 regroupe l'effet des paramètres du plan d'expériences sur les critères d'usure. Il apparait clairement que la vitesse de coupe est le paramètre le plus influent sur les valeurs des deux critères.

La position de l'outil a aussi un effet relativement important sur l'usure en dépouille et peu sur l'usure des listels. Une explication probable à ce phénomène est la variation de l'effort radial à chaque tour sur l'arête de dépouille pouvant engendrer un phénomène de frottement radial.

A l'inverse l'usure des listels est favorisée par un pourcentage d'émulsion élevé. Ce résultat a déjà été observé par Diniz [Diniz 2008] pour le fraisage d'un acier inoxydable. L'usure en dépouille n'est pas concernée par ce phénomène, probablement en raison de l'orientation des buses d'arrosage directement sur les listels et non sur la face de dépouille de l'outil.

Tableau II.3.2 : Effet des perturbations du contexte d'usinage sur l'usure du foret.

Effet des paramètres sur l'usure	Usure en dépouille Vb (mm)	Hauteur usée des listels (mm)
Vc	0,033	0,053
f	0,019	0,018
Dureté	-0,005	0,023
Position de l'outil	0,020	0,028
Emulsion	-0,010	0,050

Toutefois, les variations des mesures d'usures sont faibles entre les différentes conditions testées (0,07 à 0,13 mm en dépouille et 0,43 à 0,65 mm pour les listels). Les conclusions sont donc discutables et des essais de confirmation seraient nécessaires.

II.3.4 Synthèse sur l'usure de l'outil

L'ensemble des essais réalisés a permis de caractériser les différents stades de l'usure de l'outil et d'étudier l'évolution des valeurs d'usure relevées. Ainsi, un seuil de conditions de coupe engendrant un effondrement d'arête a été défini pour les conditions d'usinage en mode « normal ». Dans ces conditions, l'évolution de l'usure est principalement influencée par le débit copeau et la vitesse de coupe. La reproductibilité des modes d'usure est excellente, traduisant ainsi la bonne répétitivité des essais réalisés.

Les essais « perturbés » n'ont pas mis en avant de réels changements sur l'évolution des modes d'usure. Seuls le défaut de positionnement et le pourcentage d'émulsion semblent avoir un effet significatif, mais le nombre d'essais réalisés est insuffisant pour prédire et comprendre avec précision les phénomènes rencontrés.

Les tendances observées entre les conditions de coupe (optimales et perturbées) et l'usure permettent de comprendre les phénomènes rencontrés sur l'intégrité de surface et les signaux.

CONCLUSION

Le chapitre II présente le dispositif d'étude et la démarche expérimentale mise en œuvre dans ces travaux de thèse. La démarche est basée sur les outils d'analyse utilisés dans la mise au point de procédés d'usinage comme : le coefficient spécifique de coupe, l'étude des copeaux et l'étude de l'usure outil. Une étude de la variabilité du procédé de fabrication a été mise en place afin d'identifier des perturbations du mode « normal » d'usinage. Les méthodologies du COM et des plans d'expériences complets et réduits ont été employées afin d'évaluer l'influence des paramètres (V_c , f , pourcentage d'émulsion, dureté et position de l'outil par rapport à l'avant trou) sur l'usure, l'intégrité de surface et les signaux enregistrés.

La dernière partie de ce chapitre présente les premiers résultats de cette démarche sur l'usure de l'outil. Ainsi, le mode de dégradation de l'outil a été caractérisé pour les conditions normales d'utilisation et les conditions perturbées. Un seuil d'effondrement d'arête a été défini en fonction des conditions de coupe. Enfin, les évolutions des types d'usure en fonction des conditions de coupe serviront pour l'étude et la compréhension de l'évolution de l'intégrité de surface et des signaux enregistrés, présentés dans les chapitres suivants.

III. Intégrité de surface

Introduction	48
III.1 Etat de l'art de l'intégrité de surface	49
III.1.1 Superalliages	49
III.1.2 Caractéristiques de l'Udimet® 720	50
III.1.2.1 Microstructure de l'Udimet® 720	50
III.1.2.2 Elaboration des disques de turbine en Udimet® 720	51
III.1.2.3 Traitement thermique de l'Udimet® 720	52
III.1.3 Définition de l'intégrité de surface en usinage	53
III.1.3.1 Moyens de caractérisation de l'intégrité de surface	53
III.1.3.2 Anomalies d'usinage	54
III.1.3.3 Association d'anomalies	57
III.1.4 Influence des paramètres d'usinage sur les anomalies	57
III.1.5 Influence des anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue des pièces	60
III.1.6 Synthèse de l'état de l'art sur l'intégrité de surface	62
III.2 Intégrité de surface des essais de perçage	63
III.2.1 Caractéristiques mécaniques des pièces d'essais	63
III.2.2 Caractérisation des anomalies d'usinage	64
III.2.2.1 Critères dimensionnels du trou	64
III.2.2.2 Anomalies de surface	65
III.2.2.3 Anomalies en sous-couche	67
III.2.3 Evolution des anomalies d'usinage au cours du perçage	71
III.2.4 Valeurs acceptables des critères d'intégrité de surface	74
III.2.5 Discussion sur la caractérisation des anomalies d'usinage	76
III.3 Relations conditions de coupe – intégrité de surface – usure	77
III.3.1 Influence des conditions de coupe sur l'intégrité de surface	77
III.3.1.1 Approche globale	78
III.3.1.2 Approche locale	81
III.3.2 Détermination du domaine d'intégrité de surface acceptable	85
III.3.3 Discussion sur la modélisation de l'intégrité de surface	87
III.3.4 Influence des conditions perturbées sur l'intégrité de surface	88
III.3.4.1 Influence des coupures de lubrification sur l'intégrité de surface	88
III.3.4.2 Influence des variations du contexte d'usinage sur l'intégrité de surface	89
III.3.5 Discussion de l'évolution des anomalies en fonction des conditions de coupe	91
III.4 Influence d'une couche de grains enchâssés sur la tenue en fatigue	92
III.4.1 Dispositif expérimental	92
III.4.2 Recherche et choix des conditions d'usinage pour générer les anomalies sur les éprouvettes	93
III.4.3 Anomalies générées et plan d'essais	93
III.4.4 Résultats de l'étude	95
III.4.5 Discussion des résultats de fatigue	97
Conclusion sur l'intégrité de surface	98

INTRODUCTION

Le chapitre I a mis en avant l'intérêt voire la nécessité de mettre en place la surveillance d'usinage compte tenu des risques encourus sur les pièces critiques induits par des endommagements générés lors des opérations d'usinage.

Le chapitre II a posé les bases de cette étude en présentant la méthodologie et les techniques associées pour analyser la coupe. De multiples essais ont été réalisés en faisant varier V_c et f en mode « normal » mais aussi la dureté, l'émulsion, la lubrification, l'usure en mode « dégradé ». Différentes intégrités de surface ont été générées. Ce chapitre a pour objectif de définir les critères permettant de caractériser l'intégrité de surface, afin de les corréliser avec les signaux enregistrés.

Un état de l'art concernant le matériau étudié et l'intégrité de surface en usinage est proposé dans un premier temps. Ensuite, nous attribuerons les critères d'intégrité de surface à partir d'une caractérisation dimensionnelle et métallurgique des anomalies générées lors des essais. Dans un deuxième temps, nous évaluerons l'influence des conditions d'essais sur ces critères d'intégrité de surface pour les conditions d'usinage en mode « normal » et « perturbé ». Dans cette évaluation, nous définirons un domaine d'intégrité de surface acceptable suivant les exigences des motoristes Européens et nous observerons le déplacement de ce domaine en fonction des « perturbations » d'usinage.

Enfin, compte tenu de l'absence de résultat concernant l'abatement des propriétés mécaniques en fatigue de l'Udimet[®] 720 après un perçage dégradé, une étude exploratoire en fatigue sera présentée. L'objectif principal de cette étude est de déterminer l'impact d'une structure de grains enchâssés sur la tenue d'éprouvettes en flexion rotative.

III.1 ETAT DE L'ART DE L'INTEGRITE DE SURFACE

L'intégrité de surface est fortement liée à la microstructure du matériau. C'est pourquoi dans cet état de l'art, nous allons présenter dans un premier temps, les particularités métallurgiques de l'Udimet® 720. Dans un second temps, la notion d'intégrité de surface sera précisée. Une attention particulière sera portée sur la description et la génération des différents endommagements rencontrés lors de l'usinage de superalliage. Enfin, l'influence des anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue des pièces, sera explicitée.

III.1.1 Superalliages

Les superalliages ont été développés après la seconde guerre mondiale pour les turbines de moteurs d'avion qui nécessitaient une utilisation à haute température et en atmosphère agressive. Les températures d'utilisation de ces alliages sont comprises entre 600°C et 1000°C dans des atmosphères très oxygénées et polluées par des gaz de combustion. Il s'agit d'alliages réfractaires qui combinent une forte tenue mécanique à haute température ainsi qu'une résistance à la corrosion et à l'oxydation.

Ces superalliages sont des alliages austénitiques, c'est-à-dire à structure cristalline cubique à faces centrées, fondés sur le système ternaire nickel-chrome-aluminium. Le durcissement de la matrice est conditionné par des éléments en solution solide, la présence de carbures et l'apparition de phases intermétalliques très fines et dispersées dans la matrice.

Ces matériaux se partagent en trois familles en fonction de l'élément chimique majeur: les bases fer, les bases cobalt, et les bases nickel. De ces trois classes de superalliages, ce sont les bases nickel qui offrent les meilleures propriétés mécaniques pour les températures comprises entre 600°C et 750°C. Ils se trouvent aujourd'hui à la base du développement des moteurs aéronautiques et représentent plus de 50 % du poids des turbines à gaz. L'Inconel® 718 est aujourd'hui le superalliage base-nickel le plus utilisé dans l'industrie aéronautique.

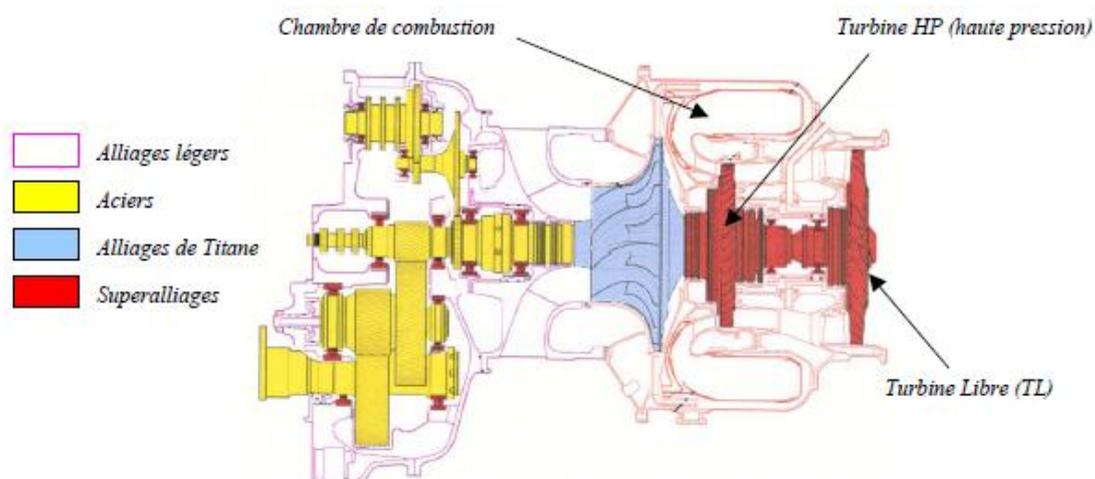


Figure III.1.1 : Familles d'alliages utilisées par Turboméca pour la conception des turbomoteurs (ex : moteur Arrius).

III.1.2 Caractéristiques de l'Udimet® 720

Parmi les superalliages base-nickel servant à la fabrication de disques de turbines aéronautiques, l'Udimet® 720 est l'un des plus performants en termes de tenue mécanique à haute température. Il a été élaboré il y a une vingtaine d'années par la société Special Metals aux USA et est aujourd'hui fabriqué en France par Aubert & Duval. L'Udimet® 720 est utilisé par Turbomeca en remplacement de l'Inconel® 718 pour la réalisation des disques de turbines car il possède une limite d'utilisation en température (650-750°C) supérieure à celle de l'Inconel® 718 (650°C). La composition chimique de cet alliage est donnée au Tableau III.1.1.

III.1.2.1 Microstructure de l'Udimet® 720

L'Udimet® 720 est constitué d'une matrice γ renforcée par précipitation d'une phase intermétallique cohérente γ' , ainsi que de carbures et de borures qui précipitent lors de la solidification ou durant les traitements thermiques ultérieurs (Figure III.1.2). La matrice γ a un réseau cristallin cubique faces centrées (CFC) de nickel, renforcé par des éléments tels que le cobalt, le chrome, le molybdène et le tungstène en solution solide de substitution. Elle est stable sur une large plage de température ($T_f=1435^\circ\text{C}$) [Devaux 2004].

La phase γ' correspond à un composé de type A_3B où les atomes A sont essentiellement du nickel (Ni), et les atomes B du titane (Ti) et de l'aluminium (Al). La structure cristallographique de γ' est CFC : les atomes de nickel se trouvent au centre des faces, tandis que les atomes d'aluminium et de titane occupent les sommets du cube.

La présence de chrome permet de former une pellicule externe protectrice riche en Cr_2O_3 : cette pellicule empêche l'oxygène de migrer à l'intérieur du matériau. Quant aux éléments en solution solide, ils possèdent tous un rayon atomique supérieur au nickel contribuant ainsi au durcissement en s'opposant au mouvement des dislocations. Les principaux carbures présents dans l'Udimet® 720 sont (Ti, Mo, W) C, où seul le carbure de titane (TiC) est thermiquement stable en dessous de 1290°C .

Turbomeca utilise l'Udimet® 720 LI pour « Low Interstitial ». Cet Udimet possède un taux plus faible de carbone, de chrome, et de bore par rapport à l'Udimet® 720 « classique », permettant ainsi d'améliorer la stabilité métallurgique à haute température et en particulier de réduire la formation de phases sigma [Reed 1999]. La phase sigma diminue les propriétés mécaniques du matériau en appauvrissant la matrice γ en chrome.

Éléments	Ni	Cr	Co	Ti	Mo	Al	W	Fe	B	Si	Mn	Cu	C	P	S
min	Base	17,5	14	4,75	2,75	2,25	1		0,015						
max		18,5	15,5	5,25	3,25	2,75	1,5	0,5	0,040	0,2	0,1	0,1	0,05	0,015	0,01

Tableau III.1.1 : Composition de l'Udimet® 720 LI (% massique) du cahier des charges Turbomeca.

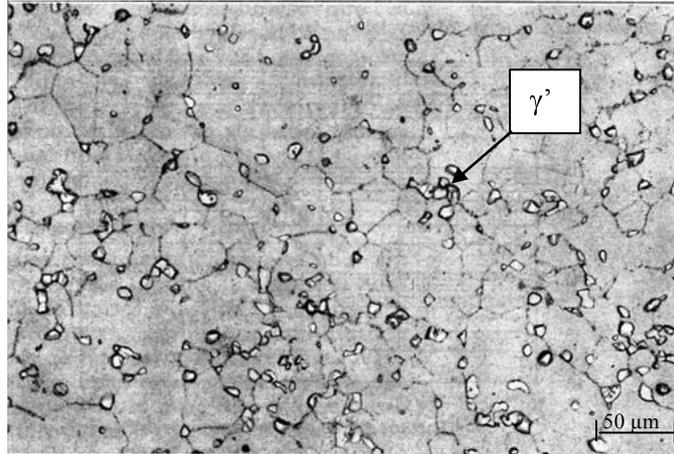


Figure III.1.2 : Microstructure de l'Udimet® 720 grains fins [Devaux 2004].

III.1.2.2 Elaboration des disques de turbine en Udimet® 720

Le procédé d'élaboration de l'Udimet® 720, utilisé par Turbomeca, est celui de la triple fusion : VIM (fusion par induction sous vide), ESR (refusion sous laitier), VAR (refusion à l'arc sous vide). Il permet d'obtenir un degré de pureté et d'homogénéité chimique garantissant un accroissement de la tenue et de la sécurité des disques de turbomachines.

Les lingots d'Udimet® 720 sont forgés dans un premier temps, en barres (ou lopins) de différents diamètres en fonction de la taille des disques. Ensuite, ces barres sont matricées soit en pièces de forme (disques de turbine haute pression, Figure III.1.3.a) soit en galettes (disques de turbine libre, Figure III.1.3.b). Il faut noter que cette dernière opération de forge engendre un fibrage des pièces.

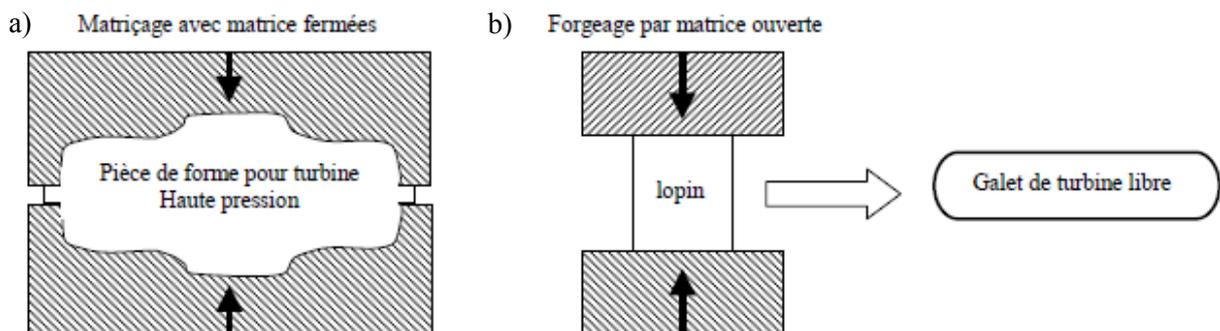


Figure III.1.3 : Forgeage des disques de turbine en Udimet® 720 (a) disques HP et (b) disques TL [Devaux 2004].

Suite à l'opération de forgeage, les disques subissent différents traitements thermiques afin d'améliorer leurs propriétés mécaniques.

III.1.2.3 Traitement thermique de l'Udimet® 720

Les disques subissent un premier traitement de mise en solution à 1085°C pendant 4 heures, suivi d'une trempe à l'huile. Ensuite, un traitement de vieillissement permet de contrôler les tailles des phases durcissantes de l'Udimet et ainsi les propriétés mécaniques de celui-ci [Monajati 2004]. Suite au traitement de vieillissement standard, il existe trois tailles de γ' [Jackson 1999] : les γ' **primaires** (1 à 10 μm), les γ' **secondaires** (70 à 120 nm) et les γ' **tertiaires** (15 à 50 nm) (Figure III.1.4.a). Ces derniers précipités ne sont mesurables qu'au microscope électronique à transmission (MET). La taille des γ' **primaires** est du même ordre de grandeur que celle des grains ($G = 10/11$).

D'après l'étude de Jackson et Reed [Jackson 1999] [Reed 1999] sur les relations entre le traitement thermique, la microstructure et les propriétés mécaniques de l'Udimet® 720 LI, le traitement de vieillissement influence uniquement la taille des γ' tertiaires. La taille des γ' secondaires est définie par la vitesse de refroidissement lors de la trempe effectuée après la mise en solution, et les γ' primaires sont formés lors de la première opération de forgeage à chaud. La Figure III.1.4.b montre une dissolution totale des phases γ' à l'équilibre thermodynamique pour une température supérieure à 1150°C.

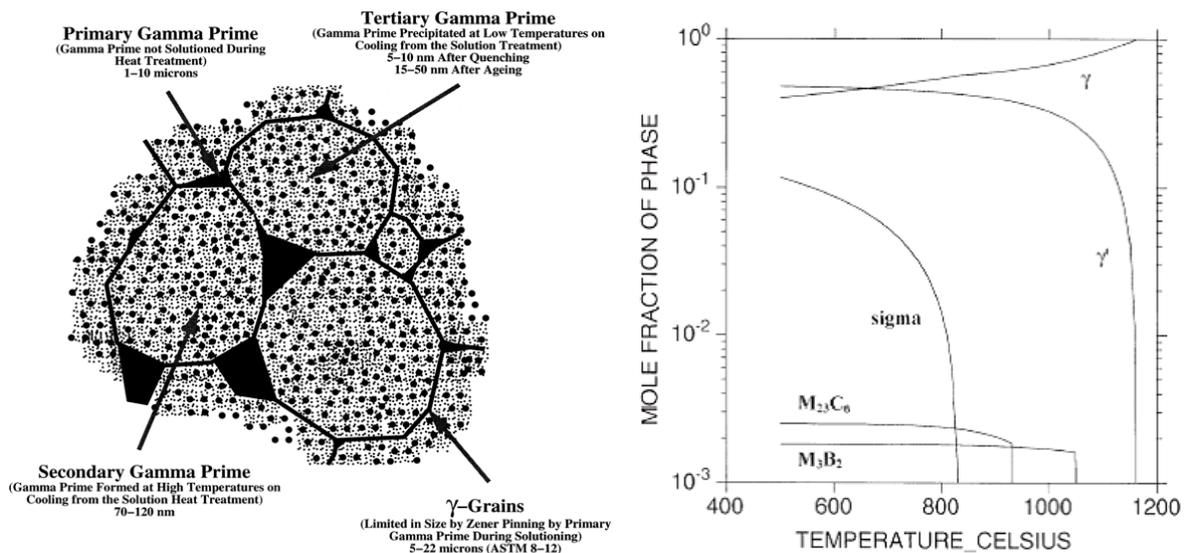


Figure III.1.4 : (a) Illustration des principales phases de l'Udimet® 720 LI après vieillissement et (b) prédiction de la fraction molaire des phases de l'Udimet® 720 LI à l'équilibre thermodynamique en fonction de la température [Reed 1999].

D'après cette étude, les γ' primaires sont les derniers à se dissoudre lors d'une montée en température. Nous nous servons donc des γ' primaires comme traceurs de la dissolution des γ' secondaires et tertiaires lors de certains usinages. Par contre, compte tenu de leurs faible taille, il nous a pas été permis suivre la possible reprecipitation des γ' secondaires et tertiaires.

III.1.3 Définition de l'intégrité de surface en usinage

L'intégrité de surface est un terme générique utilisé en usinage afin de définir l'état de « santé » de la matière après une opération. L'intégrité de surface tient compte à la fois de la topographie de la surface usinée mais aussi de l'état métallurgique et des propriétés mécaniques en sous-couche [Sadat 1987]. Les anomalies d'usinage sont généralement classées en trois catégories : les défauts dimensionnels et géométriques, les anomalies de surface et les changements de microstructures (Figure III.1.5).

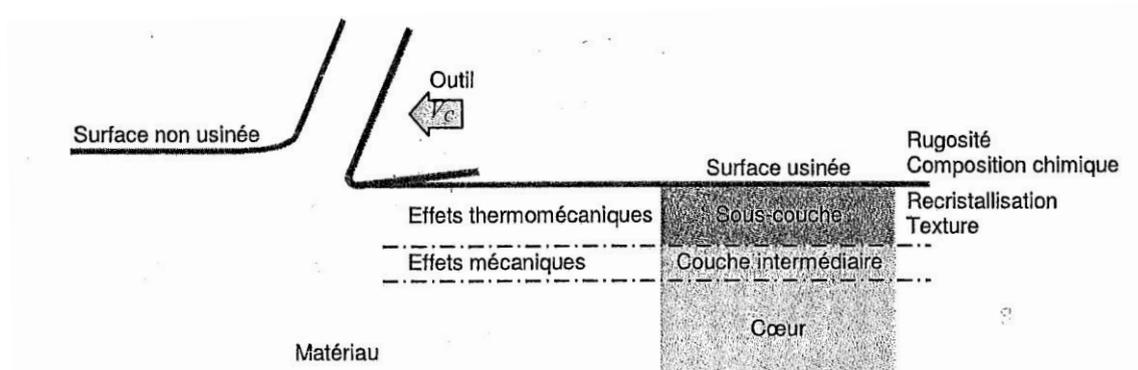


Figure III.1.5 : Définition des différentes zones affectées par une opération d'usinage [Jacobus 2000].

L'intégrité de surface peut-être définie comme la somme des anomalies d'usinage présentes en surface et en sous-couche. Le premier objectif du projet ManHIRP était de lister et de décrire les anomalies d'usinage pouvant avoir un impact sur la durée de vie en fatigue des pièces aéronautiques en Inconel[®] 718 et Ti6Al4V. Le lecteur peut consulter la liste des anomalies observées durant le projet ManHIRP ainsi que les critères de quantification à l'annexe A. Le projet ManHIRP a abouti à une classification binaire (anomalies géométriques et non-géométriques) qui dépend des moyens d'observation mis en œuvre.

III.1.3.1 Moyens de caractérisation de l'intégrité de surface

Il existe deux catégories de moyens de caractérisation : les contrôles destructifs et non-destructifs. Dans l'industrie aéronautique, les contrôles non-destructifs peuvent dans certains cas être appliqués sur 100% des pièces. Les contrôles destructifs sont quant à eux utilisés lors du processus de validation des pièces critiques. Gravier [Gravier 2009] propose un schéma illustrant la pertinence des contrôles mis en œuvre en fonction de la zone d'intérêt et de la taille des anomalies (Figure III.1.6). Une liste de contrôles non exhaustive est donnée ci-dessous :

- Contrôles non-destructifs :
 - Mesure Tridimensionnelle (MMT),
 - Contrôle visuel (macroscope),
 - Rugosimétrie, profilométrie,

- Attaque « Blue Etch »,
- Ressuage,
- Courant de Foucault,
- Mesure de contraintes résiduelles en surface par diffraction X,
- Mesure de dureté en surface sur des zones non sollicitées en fatigue,
- Contrôles destructifs :
 - Analyse microscopique (optique, MEB ou AFM),
 - Mesures de micro-dureté en surface et en sous couche,
 - Mesures de contraintes résiduelles en profondeur (diffraction X, trou Incremental),

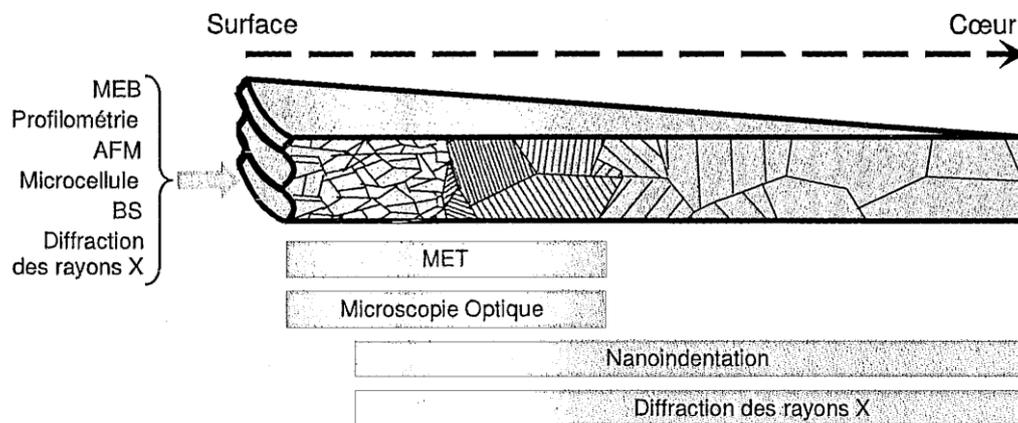


Figure III.1.6 : Schéma de l'application des moyens de contrôles en fonction de la zone d'analyse et de la taille des anomalies [Gravier 2009].

La Figure III.1.6 illustre la complémentarité de certains moyens de contrôles. Nous utiliserons la même méthode d'analyse (en surface et en sous couche) avec des moyens de contrôles similaires (profilométrie, MEB, micro-dureté et diffraction X).

III.1.3.2 Anomalies d'usinage

III.1.3.2.1 Défauts dimensionnels et géométriques

Les variations dimensionnelles et géométriques d'un usinage ne font pas partie directement des critères d'intégrité de surface, mais peuvent, être liées à des anomalies d'usinage qui sont plus difficiles à caractériser ou à mesurer. Par exemple, plusieurs auteurs [Bonnet 2009] [Perrin 2007] [Bono 2001] ont montré que l'échauffement lors d'un perçage pouvait engendrer des modifications de microstructure locale avec pour conséquence des variations de diamètre facilement quantifiable par des mesures dimensionnelles.

Les critères dimensionnels d'un alésage sont des spécifications de conception exigés par le bureau d'études et sont caractérisés à partir de mesure de trois diamètres (sur trois profondeurs)

réalisés à l'aide d'une MMT. Les principaux critères utilisés sont : la cylindricité, la rectitude (Figure III.1.7), le diamètre moyen, la conicité et le défaut de positionnement de l'axe du perçage [Furness 1996] [Bono 2001] [Laporte 2005].

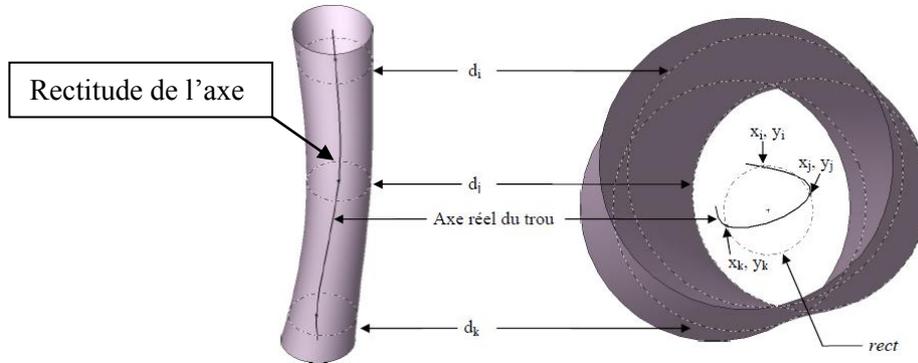


Figure III.1.7 : Illustration du défaut de rectitude d'un perçage par la mesure du diamètre sur trois hauteurs à l'aide d'une machine de mesure tridimensionnelle [Laporte 2005].

Les critères de rugosité font le lien entre des défauts dimensionnels (rugosité d'ordre 1) et les anomalies en extrême surface tels que les copeaux collés (rugosité d'ordres 2 et 3). En effet, la rugosité est une spécification fonctionnelle mais elle peut aussi refléter des anomalies de surface. La norme ISO 4287 [ISO4287 1998] définit les différents critères de rugosité permettant de définir un état de surface.

III.1.3.2.2 Anomalies de surface

Le terme anomalie de surface regroupe toutes les anomalies présentes sur la surface usinée. Ces anomalies peuvent être observées à l'échelle macroscopique ou microscopique. Les anomalies de surface les plus souvent observées sont :

- les marques d'ondulations périodiques [Arnaud 2008a] [Seguy 2008] [Wehbe 2010],
- les stries de remontée en perçage [Perrin 2007],
- les bavures [Peña 2005] [Cantero 2005] [Perrin 2007],
- les copeaux collés [Axinte 2004] [Perrin 2007] [Pawade 2007],
- les étalements de matière [Kwong 2008] [Perrin 2007],
- les arrachements de grains ou de particules dures [Arunachalam 2004] [Axinte 2004] [Sharman 2004],
- les inclusions de particules issues de l'outil [ManHIRP 2004],
- les microfissures [Sharman 2001a].

Ces anomalies de surface peuvent être associées à d'autres anomalies en sous-couche ou bien être la représentation en surface d'une anomalie également observable en sous-couche.

III.1.3.2.3 Anomalies en sous-couche

L'influence des anomalies en sous-couche peut s'étendre sur quelques microns en profondeur (10 à 500 μm). Les anomalies en sous-couche peuvent être :

- des déformations de microstructures traduisant un écrouissage. Cette anomalie se caractérise généralement par des grains déformés lors de la coupe (Figure III.1.8.A) témoignant de phénomènes majoritairement mécaniques [SADAT 1991].
- des changements de microstructures qui sont souvent dénommées « couches blanches » [Li 2007] [Rech 2003] ou zones affectées thermo-mécaniquement (ZATM) [Perrin 2007]. Cette anomalie se caractérise par un changement de la microstructure du matériau dû à un effet thermomécanique entraînant des dissolutions de phase et/ou des recristallisations.

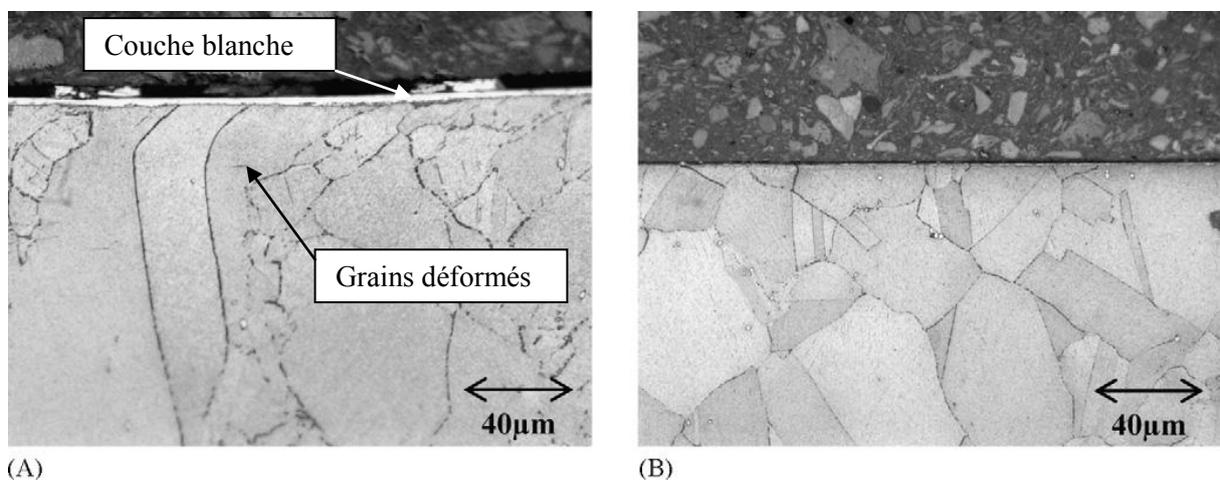


Figure III.1.8 : Micrographies en coupe après perçage de l'Inconel[®] 718 (A) avec anomalies en sous-couche (B) ou non [Sharman 2008].

Ces deux types d'anomalies s'accompagnent localement de changements de propriétés mécaniques ; ils peuvent donc être caractérisés par des profils de contraintes résiduelles [Chevrier 2003] [Sharman 2006] [Velásquez 2010] et des profils de micro-dureté en profondeur [Liu 1976] [Sharman 2006] [Kwong 2008] [Sharman 2008] [Pawade 2008]. Afin d'effectuer une analyse statistique, Liu et Pawade utilisent le degré d'écrouissage DWH (pourcentage de différence entre la dureté en sous-couche et la dureté à cœur) pour quantifier ces changements de dureté, mais ce critère ne prend pas en compte l'évolution de la dureté en profondeur.

Il existe de nombreuses classifications et définitions des anomalies d'usinage en fonction des matériaux et des procédés d'usinage. Aucune norme définit les anomalies, les moyens de contrôle et encore moins les critères de caractérisation.

III.1.3.3 Association d'anomalies

Les anomalies d'usinage décrites au paragraphe précédent ont été définies séparément. Cependant, il existe des redondances entre ces définitions et surtout des associations entre les anomalies car elles dépendent uniquement de phénomènes mécaniques et/ou thermomécaniques. C'est pourquoi Perrin [Perrin 2007] définit des configurations types composées de plusieurs anomalies, liées à de mauvaises conditions de perçage au foret hélicoïdal dans l'Inconel[®] 718. Quatre types de trous ont été identifiés en fonction des anomalies qu'ils présentent :

- CCI (Copeaux Collés Isolés),
- CCI+BMC (Bande de Matière Cisailée),
- CCI+BMC+ZATM (Zone Affectée Thermo-Mécaniquement),
- CCI+ZATM.

De plus, cette auteur montre que seul le trou de type CCI (non incrustés) ne présente aucun changement microstructural en sous-couche et donc pas d'abattement en fatigue.

III.1.4 Influence des paramètres d'usinage sur les anomalies

Comme précisé au chapitre II, il existe peu d'étude sur l'intégrité de surface de l'Udimet[®] 720 [Ulutan 2011], nous nous appuyons donc principalement sur les nombreux travaux qui traitent de l'intégrité de surface après usinage de l'Inconel[®] 718. Sadat [Sadat 1987] notamment, dès les années 80, s'intéresse à la microstructure des pièces usinées, en Inconel[®] 718.

Perrin dresse une synthèse bibliographique des influences des paramètres d'usinage sur les anomalies d'usinage (Tableau III.1.2). Les principaux résultats sur la relation entre les paramètres d'usinage utilisés pour nos essais et l'intégrité de surface sont résumés dans les paragraphes suivant.

- La vitesse de coupe peut avoir des effets antagonistes sur la rugosité en fonction des matériaux usinés. Pour certaines opérations d'usinage et pour un même matériau, la rugosité peut augmenter puis diminuer en fonction de la vitesse de coupe. Par exemple en perçage, pour des vitesses de rotation élevées et sans lubrification, la rugosité a tendance à diminuer en raison d'un étalement de matière en surface. Enfin, Il semble difficile de différencier l'influence de la vitesse de coupe de celle de l'usure de l'outil, tant ces deux paramètres sont étroitement liés.
- L'usure de l'outil engendre un accroissement des frottements qui favorise la formation de la bavure et de l'écrouissage, entraînant une élévation de la dureté en profondeur [Chen 2003]. Qui plus est, les frottements augmentent la température de la zone de coupe et favorisent ainsi la formation d'une couche thermo-mécaniquement affectée.
- L'augmentation de l'avance entraîne une augmentation de la section copeau et de la rugosité. Par voie de conséquence, les efforts de coupe augmentent, entraînant une instabilité de l'outil, qui génère des défauts de positionnement [Furness 1996] et des phénomènes vibratoires

[Jantunen 2002]. Cet accroissement des efforts suivant la direction axiale va accentuer la déformation des grains en sous couche suivant cette direction [SADAT 1991] et favoriser la formation de la bavure.

- Des études montrent l'influence des caractéristiques des matériaux sur les anomalies d'usinage. Ainsi, Grum [Grum 2003b] constate que la rugosité a tendance à diminuer lorsque la concentration de silicium dans l'alliage d'aluminium augmente. Cantero remarque [Cantero 2005] dans son étude sur le perçage à sec du Ti6Al4V que lorsque la dureté du matériau baisse, la longueur de la bavure augmente. Enfin, Li [Li 2007] établit pour le perçage d'un acier, que l'épaisseur de « couche blanche » est proportionnelle à la dureté du matériau (Figure III.1.9). Les niveaux duretés pour cette étude ont été générés par différents traitements thermiques.

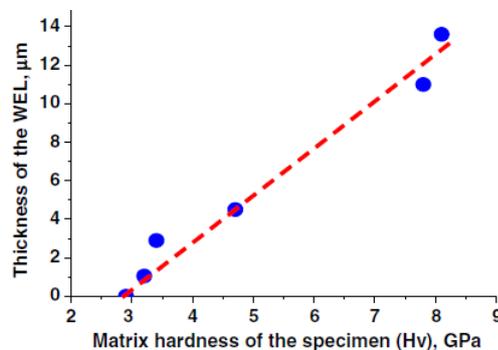


Figure III.1.9 : Corrélation entre l'épaisseur de « couche blanche » (White Etching Layer) et la dureté du matériau [Li 2007].

- La lubrification est un paramètre très important dans l'usinage des superalliages car son absence peut entraîner des variations de diamètres [Bono 2001], le collage de copeaux, des arrachements [Sadat 1987] et de l'écrouissage [Sadat 1992]. Les paramètres de lubrification peuvent aussi jouer un rôle important sur l'intégrité de surface. Ainsi, la pression de lubrification a tendance à accroître la durée de vie des outils et donc diminuer les effets de l'usure sur l'intégrité de surface [Vigneau 1999]. Par contre, d'après Sharman [Sharman 2001a] la haute pression de lubrification (65 bars) augmente la rugosité et la micro-dureté en sous-couche. L'augmentation de la rugosité est supposée liée à un arrachement plus fréquent de l'arête rapportée formée sur l'outil. Enfin, d'après Diniz [Diniz 2008], l'augmentation du pourcentage d'émulsion lors du fraisage d'un acier inoxydable, engendre une augmentation de l'usure en dépouille de l'outil.

En résumé, il existe un très grand nombre d'études traitant de l'influence des paramètres de coupe sur l'intégrité de surface. Des tendances apparaissent ; toutefois la nature chimique ainsi que la microstructure des matériaux semblent jouer un rôle important. Il paraît donc difficile d'extrapoler à l'Udimet® 720 directement les résultats d'études réalisées sur d'autres matériaux. Une analyse de l'influence des paramètres d'usinage sur l'intégrité de surface est donc nécessaire.

Tableau III.1.2 : Synthèse bibliographique des paramètres d'usinage ayant une influence sur l'intégrité de surface [Perrin 2007].

Paramètre prépondérant (*) Dépend de l'ensemble Outil/Matière	Conditions de coupe										Outil							Matériau				nature matériau	nature outil	mode d'usinage	référence
	absence de lubrifiant	Vc	f	Lp	D	Température à la coupe	Température à l'interface Outil/Copeau	Angle de pointe	Rayon des becs	Longueur de l'arête centrale	Expansion de l'outil	Usure en Vb	Arête rapportée	Présence et nature du revêtement	Dureté	Ductilité	Résistance	Taille de grains	Dilatation thermique du trou						
Dimensionnement macro-géométrique (ordre 1)	favorable	↗	↗	↗	↗	↗	↗	↗		favorable		favorable								favorable	Alliages d'Al	acier rapide	perçage à sec	[Bono 2001], [Nouari 2005]	
Dimensionnement micro-géométrique (ordre 2)		↗	↗	↗	↗	↗	↗	↗	↗			favorable									AISI 1018	acier rapide	perçage	[Jantunen 2002]	
Dimensionnement micro-géométrique (ordre 3 et 4)		↗	↗	↗	↗	↗	↗	↗	↗			favorable									TA6V	WC-Co revêtu TiN	Perçage à sec	[Cantero 2005]	
Dimensionnement micro-géométrique (ordre 2)		↗	↗	↗	↗	↗	↗	↗	↗			favorable									Base nickel	-	-	[Derrien 1996]	
Dimensionnement micro-géométrique (ordre 3 et 4)		↗	↗	↗	↗	↗	↗	↗	↗			favorable									IN718	céramique ou CBN	tournage	[Darwish 2003]	
Défauts géométriques	favorable						Epi. dépend	↗													CMM	HSS revêtu TiN	Perçage	[Tosum 2003]	
Défauts géométriques							Epi. dépend	↗													-	-	-	[Batzer 1998]	
Défauts géométriques	favorable	↗					↗				favorable										Al 7075	carbure	perçage	[Pera 2005]	
Défauts géométriques	favorable	↗					↗				favorable										TA6V	WC-Co revêtu TiN	Perçage à sec	[Cantero 2005]	
Défauts géométriques	favorable						↗				favorable										-	-	-	[Pande 1986]	
Défauts géométriques	favorable	↗					↗				favorable										IN718	WC-Co	Coupe orthogonale	[Sadat 1987]	
Défauts non géométriques	favorable										favorable										IN718	carbure	Perçage	[Chen 03]	
Défauts non géométriques	favorable										favorable										IN718	WC-Co revêtu TiN	coupe orthogonale	[Sadat 1992], [Sadat 1993]	
Défauts non géométriques	favorable										favorable										IN718	WC-Co revêtu	tournage lubrifié	[Sharma 2006]	
Défauts non géométriques	favorable										favorable										IN718	Al ₂ O ₃ - SiCw	tournage lubrifié	[Sharma 2005]	
Défauts non géométriques											favorable										acier à haute résistance	CBN	tournage à sec	[Poulachon 2005]	

III.1.5 Influence des anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue des pièces

L'étude de l'influence des anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue permet de déterminer les anomalies les plus néfastes. Des études ont été réalisées sur les pièces aéronautiques dans le cadre du projet ManHIRP [ManHIRP 2004].

La Figure III.1.10.a montre les courbes de Whöler obtenues sur des éprouvettes de fatigue en Inconel[®] 718 sur lesquelles différentes anomalies d'usinage ont été générées en perçage (Copeaux Collés Isolés, Bande de Matière Cisailée et Zone Affectée Thermo-Mécaniquement). Cette étude montre que les perçages types CCI+BMC et CCI+BMC+ZATM présentent un abattement en fatigue de l'ordre de 10^1 cycles pour les contraintes élevées et jusqu'à 10^2 cycles pour les faibles contraintes de sollicitation. De plus ces deux types de trous présentent un amorçage en surface sur des défauts géométriques contrairement aux trous type COM et CCI qui présentent un amorçage en sous-couche (stade I). Les différents amorçages sont symbolisés par la forme des puces sur la figure. D'après l'auteur de ces travaux, l'amorçage sur les défauts géométriques est principalement dû à des copeaux incrustés (Figure III.1.10.b). Les copeaux incrustés sont difficilement visibles en surface, par contre, ils sont toujours associés aux anomalies en sous-couche : bandes de matière cisailées (BMC) ou zones thermo-mécaniquement affectées (ZATM).

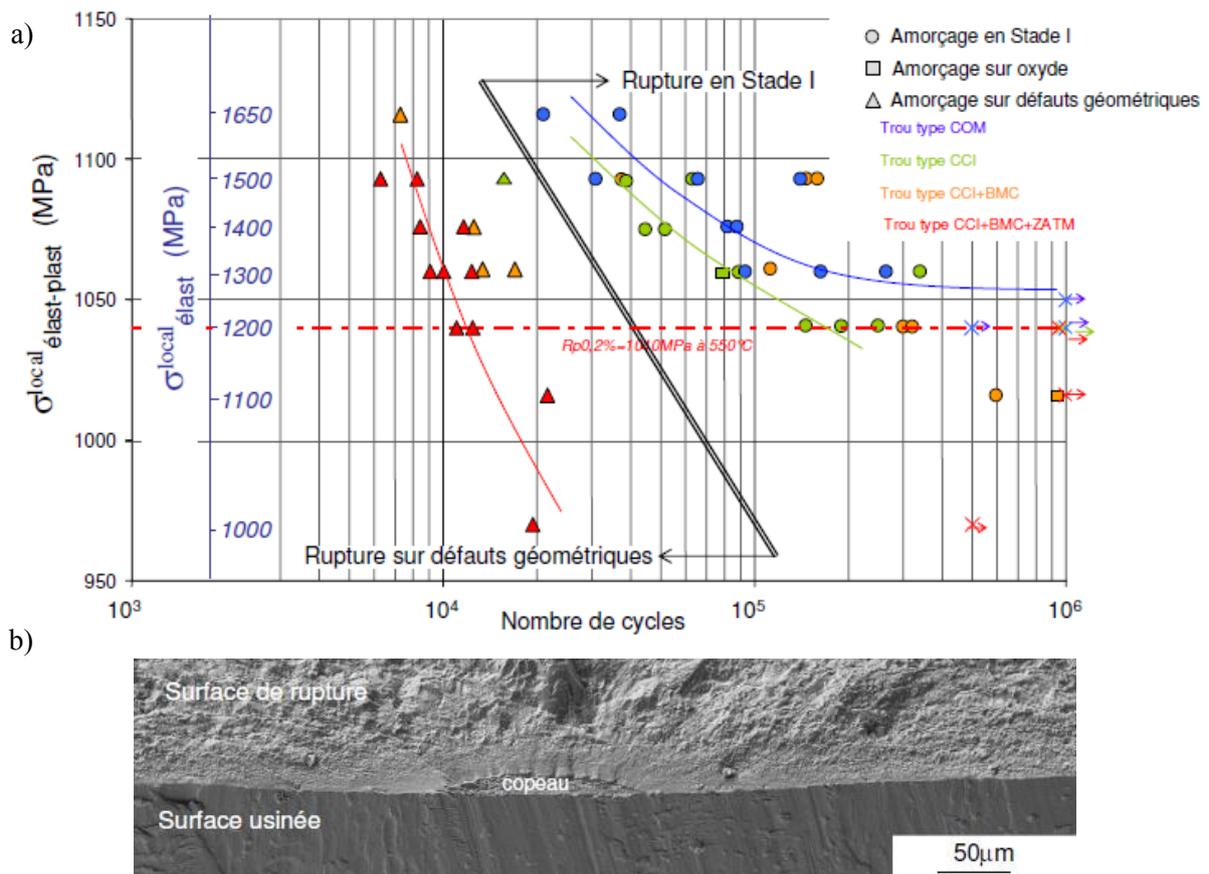


Figure III.1.10 : (a) Courbes de Wöhler illustrant l'influence des anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue de trous percés en Inconel[®] 718 (b) fractographie de la zone d'amorçage sur un copeau incrusté d'un trou type CCI+BMC+ZATM [Perrin 2007].

Globalement, les résultats du projet ManHIRP montrent que sur les deux matériaux et les quatre procédés étudiés, les anomalies d'usinage peuvent engendrer un fort abattement de la tenue en fatigue de l'ordre de 10^1 à 10^2 cycles. Les principales anomalies sont les inclusions de matériau étranger, les copeaux incrustés, et les zones thermo-mécaniquement affectées (dissolution de phases).

Ces résultats sont relativement généraux et sont issus d'association d'anomalies où les contraintes résiduelles et la rugosité ont joué un rôle prépondérant. A partir des données de la bibliographie, Novovic [Novovic 2004] confronte les influences de la rugosité et des contraintes résiduelles sur la tenue en fatigue. Il met en avant qu'en l'absence de contraintes résiduelles, une rugosité supérieure à un Ra $0,1 \mu\text{m}$ a un effet prépondérant, alors qu'en présence de contraintes résiduelles, la rugosité doit atteindre un Ra de $2,5$ à $5 \mu\text{m}$ pour avoir une influence significative.

Parmi les anomalies d'usinage connues, l'influence sur la tenue en fatigue de l'érouissage est la plus discutée. Les études montrent un gain en fatigue des pièces grenillées. L'étude de Wagner [Wagner 1999] sur le grenillage d'éprouvettes de fatigue en flexion rotative, montre que la zone d'amorçage ne se situe pas en surface mais en sous-couche au niveau du pic de contraintes résiduelles de tension (Figure III.1.11), ceci malgré une sollicitation plus importante en surface générée par les essais en flexion rotative

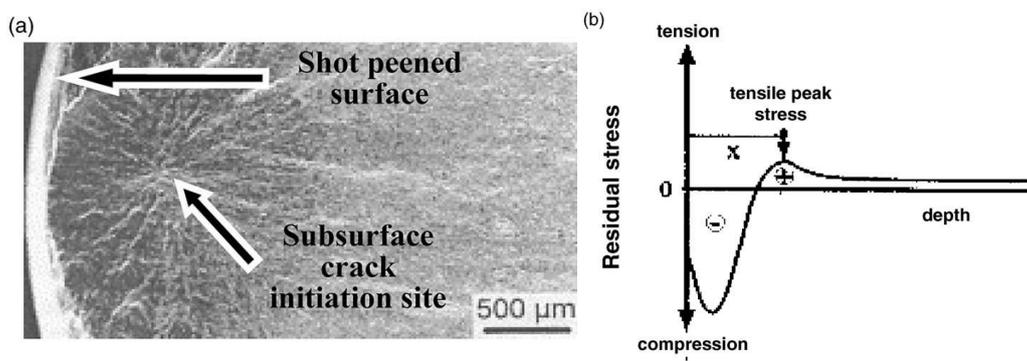


Figure III.1.11 : Corrélation entre la position de la zone d'amorçage et le pic de contraintes résiduelles de tension (a) faciès de rupture (b) profil de contraintes résiduelles pour une éprouvette de flexion rotative grenillée en alliage de titane [Wagner 1999].

De même, Perrin [Perrin 2007] constate que les contraintes résiduelles de compression générées par le perçage dans l'Inconel[®] 718, améliorent la tenue en fatigue des trous faiblement chargés (en dessous de la limite élastique).

Enfin, ces études ne proposent pas de quantification de l'influence en fonction de la taille des défauts. Une étude complémentaire est donc nécessaire pour comprendre la contribution de l'érouissage sur la tenue en fatigue pour l'Udimet[®] 720LI.

III.1.6 Synthèse de l'état de l'art sur l'intégrité de surface

En conclusion, peu de recherches existent sur le triptyque conditions de coupe – intégrité de surface – propriétés en fatigue des superalliages. Ceci est d'autant plus vrai pour notre cas d'étude : le perçage de l'Udimet[®] 720LI. De plus, la définition de l'intégrité de surface peut varier en fonction des moyens de mesure utilisés et du matériau étudié.

Enfin, les études ciblées sur l'influence des anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue ont montré que la rugosité, les copeaux incrustés, les couches thermo-mécaniquement affectées et les contraintes résiduelles peuvent induire des abattements en fatigue très importants (10^1 à 10^2 cycles). En revanche, peu de données quantifiées sont disponibles.

III.2 INTEGRITE DE SURFACE DES ESSAIS DE PERÇAGE

Les essais présentés dans le chapitre II ont permis de générer différentes intégrités de surface. L'objectif de ce chapitre est dans un premier temps, de définir les critères afin de caractériser ces intégrités de surface. Dans un deuxième temps, nous évaluerons l'influence des conditions d'essais sur les valeurs mesurées pour chaque critère d'intégrité de surface.

Ce paragraphe présente les caractéristiques mécaniques des pièces d'essais, les anomalies rencontrées, les critères permettant de quantifier ces anomalies, les évolutions typiques de ces anomalies tout au long de l'usinage et les valeurs limites acceptables sur les essais de perçage.

III.2.1 Caractéristiques mécaniques des pièces d'essais

Deux traitements thermiques de vieillissement (Figure III.2.1) ont été utilisés afin de générer les deux duretés nécessaires pour le plan d'expériences présenté au paragraphe II.2.3 : le traitement de vieillissement standard et un traitement plutôt adapté aux structures à gros grains de l'Udimet® 720 [Couturier 2004]. Le Tableau III.2.1 présente les duretés et les résultats d'essais de traction lisse à 20°C en fonction des deux traitements thermiques. Les spécifications du cahier des charges de l'Udimet® 720 grains fins permettent de vérifier que ces deux traitements répondent aux exigences de Turbomeca. La différence la plus importante entre les deux matériaux traités, concerne leur dureté.

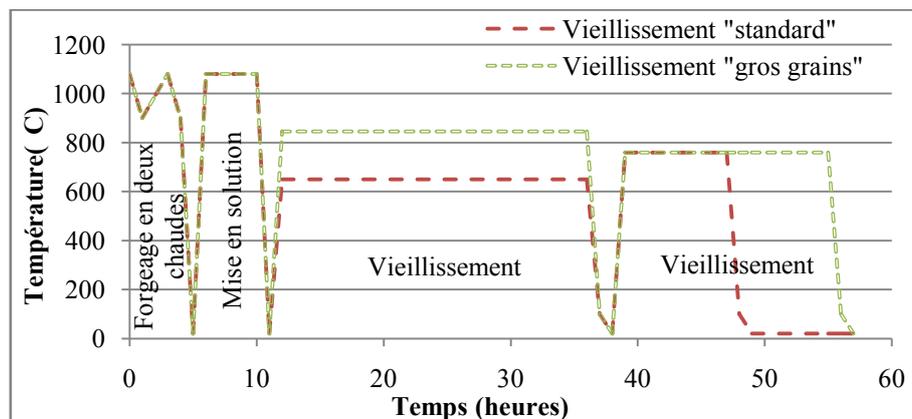


Figure III.2.1 : Traitements thermiques de l'Udimet® 720 [Devaux 2004] [Couturier 2004].

Tableau III.2.1 : Propriétés mécaniques à 20°C de l'Udimet® 720LI en fonction des traitements thermiques de vieillissement utilisés pour les éprouvettes d'essais.

Traitements thermiques de vieillissement	Dureté (HV ₃₀ 15s)	Résultats Traction lisse à 20°C (3 éprouvettes)			
		Rm (MPa)	Re 0,2 (MPa)	A (%)	Z (%)
Spécifications du cahier des charges	≥ 410	≥ 1450	≥ 1150	≥ 12	≥ 12
« Standard » 650°C/24h/AC 760°C/8h/AC	498 ± 7 (13 échantillons)	1645 ± 5	1222 ± 4	19,5 ± 0,4	23,3 ± 1,3
« Gros grains » 845°C/24h/AC 760°C/16h/AC	467 ± 3 (4 échantillons)	1596 ± 9	1189 ± 8	19,1 ± 0,2	23,8 ± 1,3
Différence entre les deux traitements	-6,2 %	-3%	-2,7 %	-2,1 %	+2,1 %

III.2.2 Caractérisation des anomalies d'usinage

III.2.2.1 Critères dimensionnels du trou

Les premiers critères de caractérisation concernent l'aspect dimensionnel des perçages. Comme montré dans la bibliographie, ils peuvent être représentatifs d'anomalies d'usinage. Une mesure du diamètre pour trois profondeurs dans l'alésage, à l'aide d'une Machine de Mesure Tridimensionnelle, a été réalisée pour chaque perçage (exemple de rapport MMT en annexe B). Les critères dimensionnels et géométriques étudiés sont :

- la cylindricité : défaut de forme du cylindre par rapport à un cercle de référence,
- le diamètre : diamètre moyen du cylindre,
- la rectitude : défaut d'alignement des trois diamètres.

Le diamètre du trou a tendance à diminuer en fonction de la profondeur quelles que soient les conditions de coupe ; c'est pourquoi nous avons introduit un coefficient de conicité afin de caractériser ce rétrécissement (Figure III.2.2). Ce critère correspond au coefficient directeur de la droite de régression déterminé à partir des mesures des diamètres à l'entrée, au centre et à la sortie du trou. Ce coefficient de conicité ne permet pas de mettre en évidence le défaut de mise « en tonneau » de certains trous, cependant le coefficient de détermination R^2 de la régression linéaire souligne de tels écarts de formes. Par exemple, pour un trou « en tonneau » le coefficient de détermination R^2 est inférieur à 0,2 alors qu'il est de 0,9 en moyenne sur les perçages « coniques ».

Le défaut de mise « en tonneau » est préjudiciable dans les applications aéronautiques car lorsqu'il est très prononcé, la sous-couche affectée par l'opération de perçage ne peut pas être supprimée par l'opération de finition.

Sur l'ensemble des essais réalisés, seuls trois perçages présentent une forme « en tonneau » avec une différence entre le diamètre minimal et maximal inférieure au centième de millimètre.

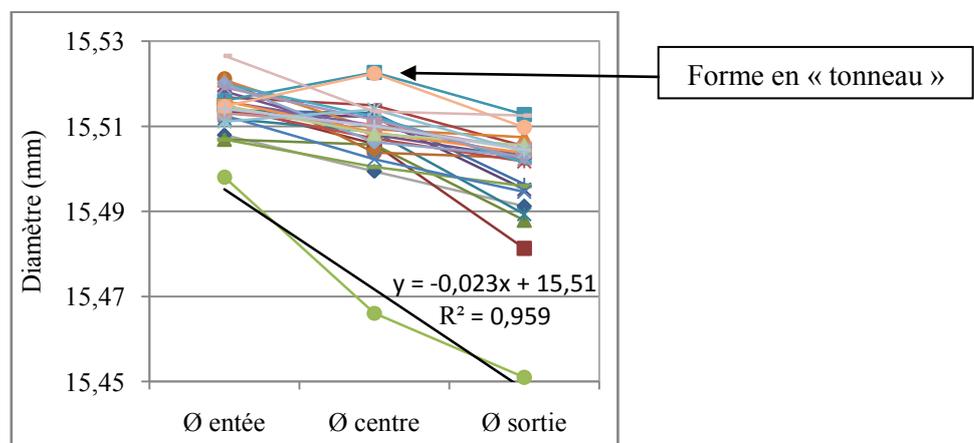


Figure III.2.2 : Evolution des diamètres en fonction de la profondeur pour les trous percés lors des essais « cartographie ».

III.2.2.2 Anomalies de surface

Une grande partie des anomalies de surface, présentées au paragraphe III.1.3, ont été rencontrées durant les essais de perçage. Parmi ces anomalies, nous avons observé des copeaux collés (Figure III.2.3), des étalements de matière (Figure III.2.4), des marques de vibration, des stries de remontée (Figure III.2.4), des stries d'usinage dites « anormales » (profondes), des bavures (Figure III.2.5) et des microfissures (Figure III.2.6). A une échelle microscopique, des arrachements ont aussi été constatés en surface.

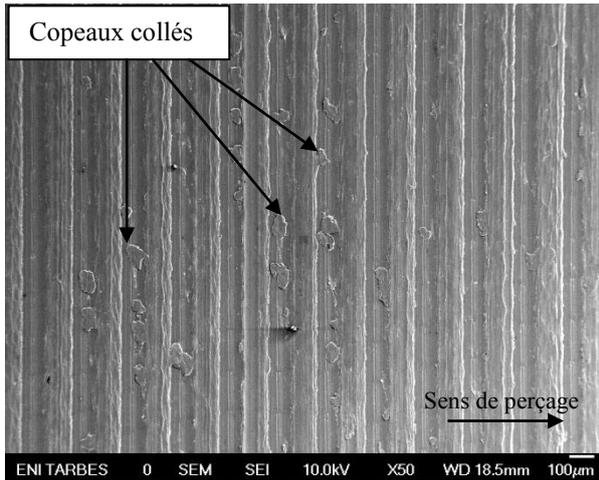


Figure III.2.3 : Copeaux collés en surface d'un échantillon percé lors des essais COM à Vc 19 et f 0,2.

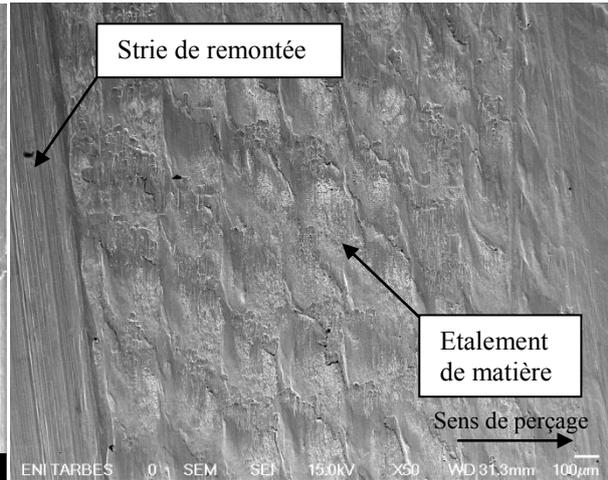


Figure III.2.4 : Etalement de matière et stries de remontée en surface d'un échantillon percé lors des essais « cartographie » à Vc 25 et f 0.25.

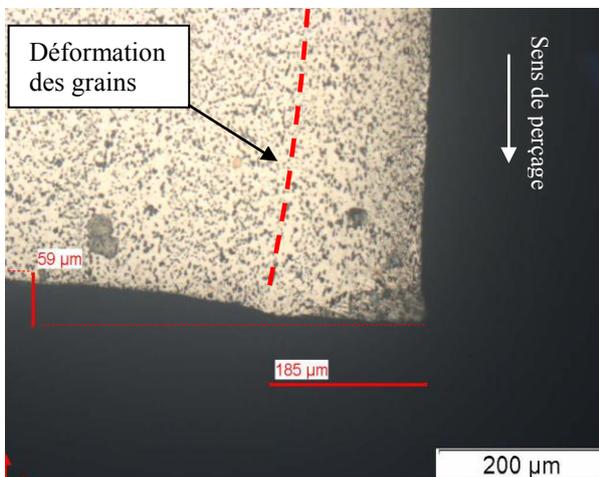


Figure III.2.5 : Mesure de la bavure sur un échantillon percé lors des essais « cartographie » à Vc 19 et f 0,25.

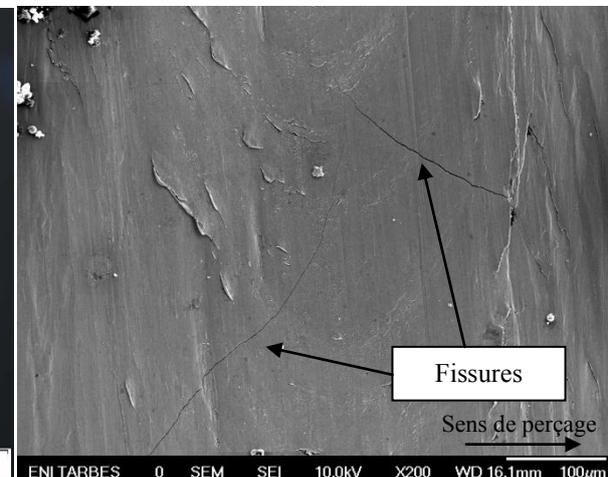


Figure III.2.6 : Microfissures en surface d'un échantillon percé lors des essais COM à Vc 27,5 et f 0,1.

D'une manière générale, les anomalies de surface sont difficiles à dénombrer, voire à quantifier car leurs localisations sont souvent aléatoires (excepté pour la bavure). De plus, la faible dimension des anomalies telles que les copeaux ou les arrachements rendent leurs détections encore plus difficiles. Les critères de quantification de ces anomalies sont souvent des densités de surface (par analyse d'images) associées à une profondeur déterminée en coupe.

Des copeaux collés incrustés ont été observés lors des analyses micrographiques, cependant comme pour Perrin, ils sont toujours associés à une couche thermo-mécaniquement affectée. Nous considérons donc que chaque perçage présentant une couche thermo-mécaniquement affectée peut contenir des copeaux incrustés (Figure III.2.7).

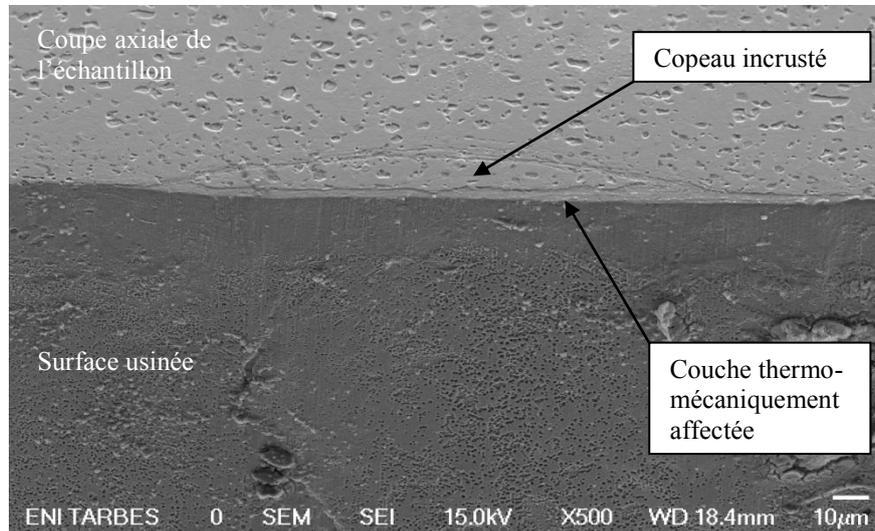


Figure III.2.7 : Copeau incrusté recouvert d'une couche thermo-mécaniquement affectée observé au MEB sur un échantillon obtenu lors des essais « cartographie » à Vc 25 m/min et f 0,2 mm/tr.

Trois types de critères ont été retenus pour qualifier les anomalies de surface :

- les critères de rugosité : Ra et Rz,
- la hauteur et l'épaisseur de la bavure,
- les contraintes résiduelles axiales et circonférentielles en surface (5 à 10 µm de pénétration).

Deux critères de rugosité ont donc été pris en compte dans cette étude : l'écart moyen arithmétique Ra et la hauteur maximale Rz [ISO4287 1998]. Ces critères ont été mesurés à l'aide d'un profilomètre optique Veeco NT 1100 en fond de perçage sur une surface de 1 mm² (Figure III.2.8). Ces critères ont été choisis en raison de leur application courante dans le contexte industriel. De plus, le Rz permet de mettre en avant les stries profondes d'usinage et les marques de vibration.

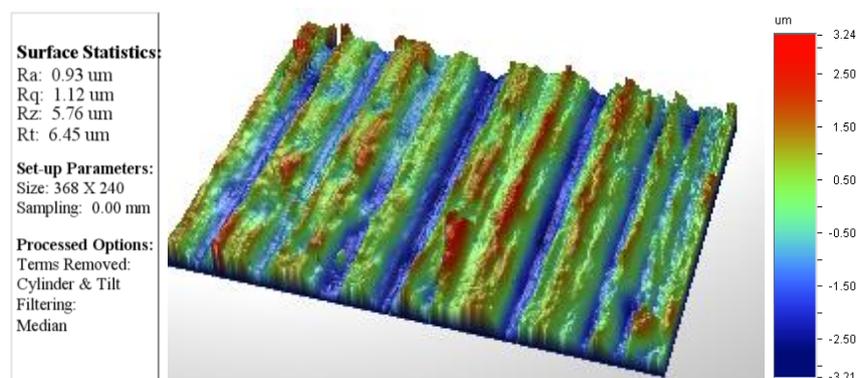


Figure III.2.8 : Surfométrie réalisée au profilomètre optique de la surface à 5 mm de l'entrée d'un échantillon, percé lors des essais « cartographie » à Vc 15 f0,15.

La hauteur et l'épaisseur de la bavure ont été mesurées après découpe des échantillons dans la direction axiale du perçage. La Figure III.2.5 montre un exemple de mesure de la hauteur et de l'épaisseur. Deux mesures ont été effectuées sur chaque échantillon et la moyenne de ces deux mesures a été prise en compte comme valeur finale. La hauteur de bavure peut être mesurée sans découpe des échantillons.

Les contraintes résiduelles en surface ont été déterminées suivant la direction axiale et circumférentielle. Les échantillons ont été découpés en quart afin d'augmenter le débattement du faisceau pour les mesures dans la direction circumférentielle. Avant d'effectuer ce découpage, des mesures circumférentielles ont été effectuées sur 1/8^{ième} et 3/8^{ième} de trou afin de vérifier que la relaxation des contraintes en surface était négligeable (les valeurs déterminées sont respectivement -266 ± 54 MPa et -255 ± 46 MPa). L'ensemble des mesures a été effectués dans les conditions suivantes :

- anticathode : manganèse avec un filtre de chrome,
- plans : $\{3\ 1\ 1\}$ qui diffractent à $2\theta = 152,9^\circ$,
- 9 valeurs de ψ (20 13,55 9,45 2,49 0 -2,49 -9,45 -13,55 -20), 75 secondes par ψ ,
- durée totale de la mesure : 30 à 40 minutes.

III.2.2.3 Anomalies en sous-couche

Les anomalies en sous-couche ont été observées ou caractérisées suite à la découpe des échantillons par électroérosion fil suivant deux directions : la direction de l'axe du perçage et la direction radiale à l'axe du perçage (Figure III.2.9). La découpe des échantillons suivant la direction axiale du perçage permet d'observer et de mesurer l'évolution des anomalies en sous-couche tout au long du perçage (suivant la direction de l'avance). La découpe radiale permet de caractériser ponctuellement les anomalies liées au mouvement de rotation du foret.

Les micrographies ont été effectuées au microscope optique (Olympus GX51) et au microscope électronique à balayage (MEB-FEG JEOL 7000F) après attaque Macro-Kalling.

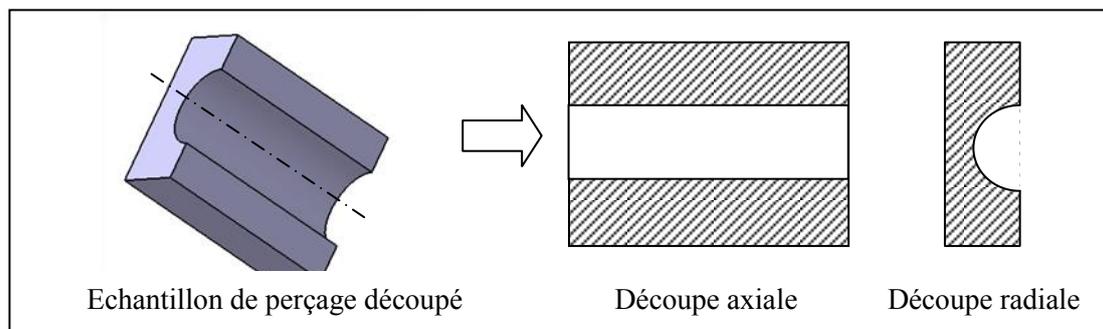


Figure III.2.9 : Schéma de découpe des échantillons pour les analyses métallographiques.

Les essais réalisés en perçage ont généré deux types d'anomalies d'usinage en sous-couche : une déformation et une désorientation des grains d'origine mécanique et une transformation microstructurale d'origine plutôt thermique. Toutefois, il demeure très difficile à ce stade de donner une limite de domaine d'existence de ces deux effets, à savoir mécanique et thermique.

III.2.2.3.1 Couche thermo-mécaniquement affectée

La couche thermo-mécaniquement affectée, appelée « couche blanche » parfois par certains auteurs, correspond à une couche de γ' primaires ($\gamma'p$) dissous. La Figure III.2.10 présente deux exemples de cette anomalie observée au MEB et au microscope optique.

La dissolution des γ' primaires montre que la surface usinée a subi un échauffement très important. Selon la Figure III.1.4.b, la dissolution totale intervient pour une température supérieure à 1150°C à l'équilibre thermodynamique, ce qui n'est pas réellement notre cas, il est donc probable que cette température soit différente. Cette transformation de phase induite par une élévation de température locale s'accompagne bien évidemment d'un changement des propriétés mécaniques. Des mesures de micro-dureté montrent que la dureté de cette couche est supérieure à 700 HV_{0,025} alors que la dureté à cœur est de 500 HV_{0,025}. La même tendance a été observée lors du projet ManHIRP. Les « couches blanche » des pièces en Inconel[®] 718 avaient une dureté supérieure à celle du cœur (dureté de la couche 331 HV_{0,1} pour une dureté à cœur de 218 HV_{0,1}). Ce durcissement peut s'expliquer par la formation d'une microstructure plus fine de type nanocristalline [Osterle 1994] voire la reprecipitation de γ' tertiaires, non observable par microscope électronique à balayage.

L'écroutissage ne semble pas jouer un rôle dans le durcissement mesuré car des valeurs de dureté identiques ont été observées dans la zone fondue après découpe par électroérosion.

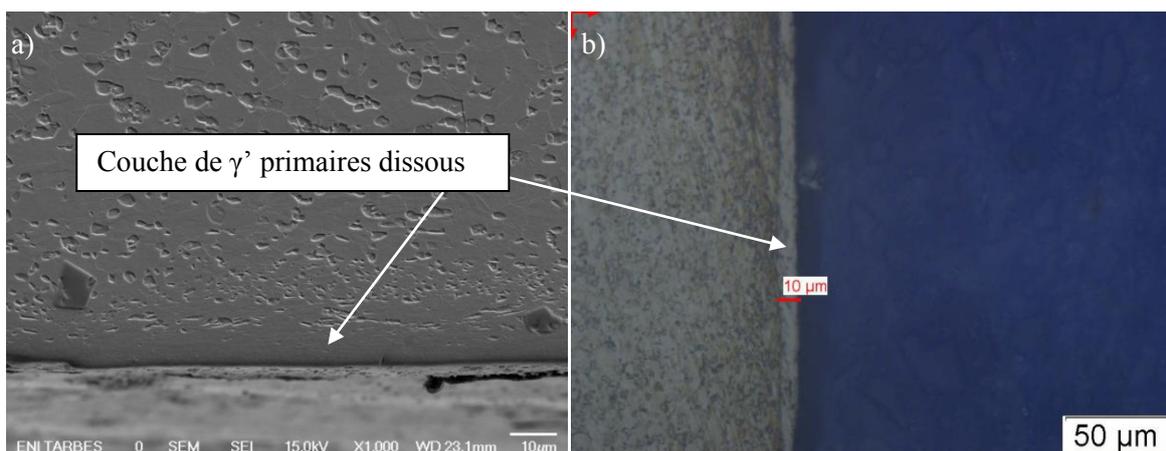


Figure III.2.10 : Couches de γ' primaires dissous observées (a) au MEB et (b) au Microscope optique.

Cette couche de γ' primaires dissous est toujours associée à des anomalies de surface, tels qu'un étalement de matière (Figure III.2.3), des copeaux collés, des copeaux incrustés (Figure III.2.7) et des microfissures (Figure III.2.6).

III.2.2.3.2 Caractérisation de l'écrouissage

Les déformations et les désorientations de grains traduisent un écrouissage du matériau qui peut être caractérisé par des techniques de mesures différentes : à savoir la microscopie optique ou électronique à balayage ainsi que les filiations de dureté en profondeur. Les critères utilisés pour suivre l'évolution de l'écrouissage sont :

- la déformation des précipités γ' primaires (Figure III.2.11),
- la déformation des grains (Figure III.2.12),
- l'évolution du profil de micro-dureté, de la surface usinée vers le cœur de la pièce.

Déformation des γ' primaires et des grains

La déformation des γ' primaires est bien sûr associée à celle des grains, mais la déformation des grains est beaucoup plus difficile à observer dans la direction axiale. Il faut noter que cette dénomination de l'anomalie est propre à ce matériau.

La déformation des grains, appelée aussi « enchâssement des grains » est observée dans un plan de coupe radial. Deux grandeurs la caractérisent : l'épaisseur de la couche déformée et la désorientation des grains (angle).

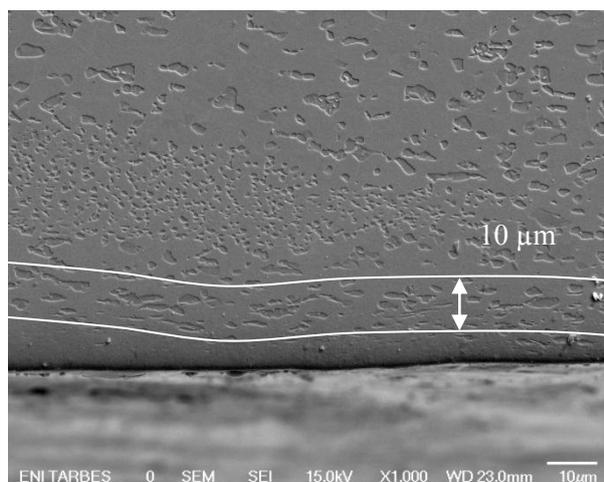


Figure III.2.11 : Mesure de l'épaisseur de γ' primaires allongés suivant la direction axiale lors des essais « cartographie » à Vc 25 et f 0,25.

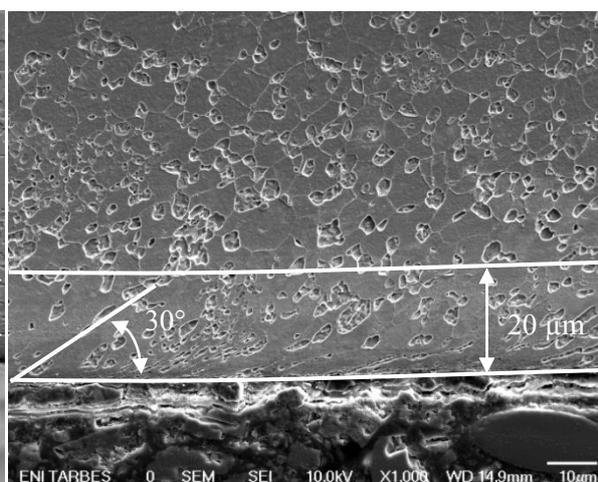


Figure III.2.12 : Mesure de l'épaisseur et de l'angle des grains enchâssés suivant la direction radiale lors des essais « cartographie » à Vc 30 et f 0,2.

Variation de micro-dureté en sous couche

Les mesures ont été effectuées avec un microduromètre automatique SHIMADZU HMV. La diagonale moyenne des empreinte est de 20 μm avec une charge de 100 grammes. La première empreinte est effectuée à 40 μm de la surface de l'échantillon, les autres empreintes sont ensuite espacées de 40 μm jusqu'à une profondeur 400 μm puis de 200 μm jusqu'à une profondeur de 1 mm (Figure III.2.13).

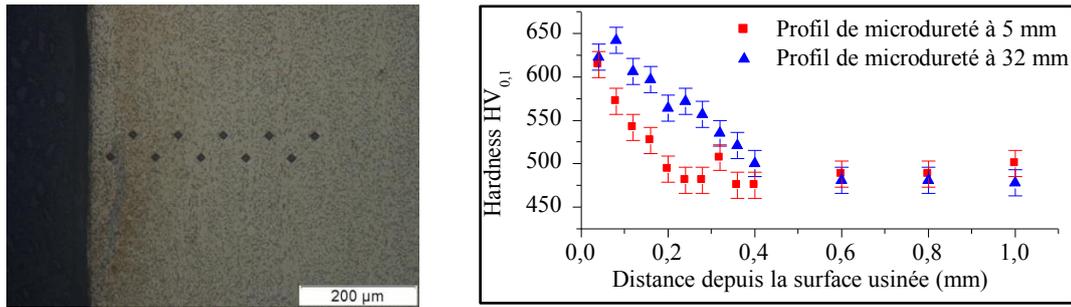


Figure III.2.13 : (a) micrographie d'un profil de micro-dureté et (b) profil de micro-dureté à deux profondeurs pour l'essai de coupe de lubrification réalisé à Vc 30 et f0,2.

Une étude analytique a été menée afin de déterminer un critère pour l'évaluation de la dureté en section. Les profils de dureté réalisés ayant tous une forme similaire, ils ont donc été modélisés par l'Équation III.2.1 de type exponentielle. La Figure III.2.14 montre deux exemples de régressions à l'aide de l'Équation III.2.1 sur deux profils de micro-dureté.

Équation III.2.1
$$y = A_1 \cdot e^{\left(\frac{-x}{t_1}\right)} + y_0$$

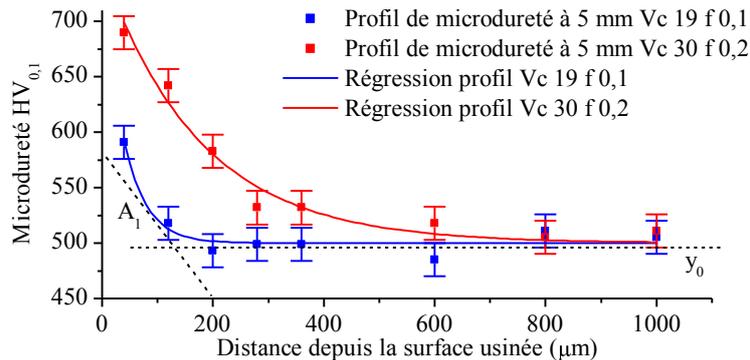


Figure III.2.14 : Régression de deux profils de micro-dureté par l'Équation III.2.1

Deux profils de micro-dureté ont été réalisés en section pour des profondeurs égales à 5 mm et à 32 mm sur l'ensemble des essais (110 profils). En laissant tous les paramètres libres, un coefficient de détermination R^2 moyen égal à 0,95 et une valeur moyenne de y_0 proche de 500 $HV_{0,1}$ sont obtenus. Pour rappel, la dureté à cœur du matériau traité à l'état standard est de $498 \pm 7 HV_{30}$ (Tableau III.2.1).

Etant donné que le paramètre y_0 correspond à une asymptote horizontale, une deuxième régression a donc été réalisée en fixant le paramètre y_0 à 500. Le coefficient de détermination R^2 moyen obtenu est alors de 0,92 (Tableau III.2.2). Cependant, certaines régressions donnent des valeurs de A très élevées (de l'ordre de 10^5 fois supérieures aux valeurs usuelles et sont associées à des coefficients de corrélation faibles).

Ces valeurs aberrantes sont principalement dues aux erreurs de mesure relativement grandes ($\pm 15 HV_{0,1}$) lorsque les variations de dureté sont faibles.

Bien que fixer le paramètre A_1 n'a pas de réalité physique, cela permet d'éviter ces problèmes de valeurs aberrantes et surtout de modéliser le profil de micro-dureté avec un seul paramètre. Le paramètre A_1 a donc été fixé à 250 pour la troisième régression. Le coefficient de détermination calculé avec le paramètre A_1 fixe, reste élevé (Tableau III.2.2).

Tableau III.2.2 : Résultats de la régression des profils de micro-dureté des essais « cartographie » par l'Équation III.2.1 (46 profils).

Régression		1	2	3
Paramètres de l'Équation III.2.1	y_0	Libre	Fixe = 500	Fixe = 500
	A_1	Libre	Libre	Fixe = 250
Résultats de la régression	R^2 moyen	0,95	0,92	0,91
	Ecart type R^2	0,1	0,16	0,05

La Figure III.2.15 montre la comparaison entre les valeurs de micro-dureté mesurées et prédites en sous-couche et sur toute la longueur d'un perçage. Ces figures montrent la pertinence de modéliser le profil de micro-dureté avec un seul paramètre.

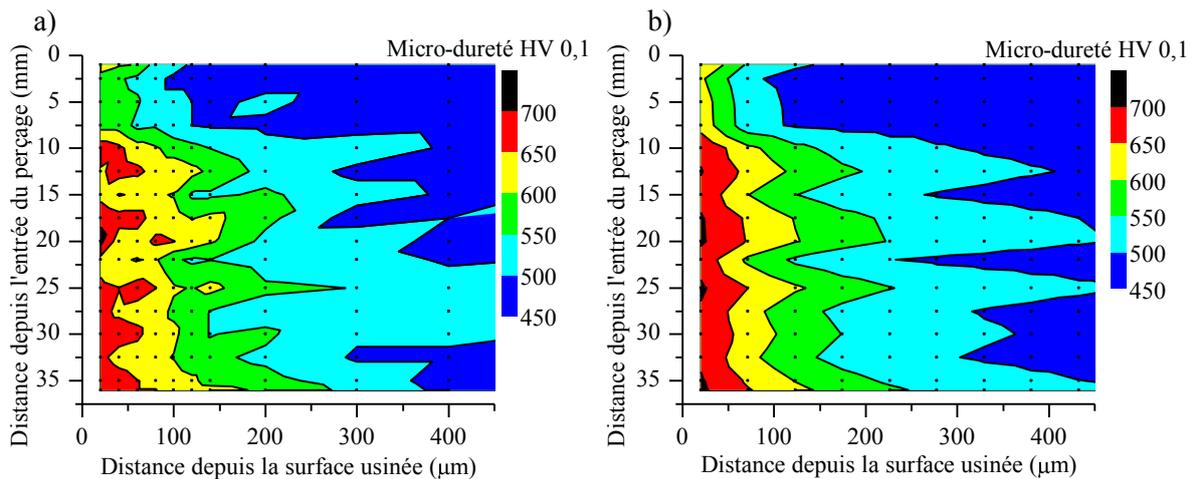


Figure III.2.15 : Evolution de la micro-dureté en sous-couche en fonction de la profondeur de perçage : (a) mesure, (b) prédiction.

Cette première partie de chapitre a permis non seulement d'identifier les anomalies en présence, mais qui plus est, de définir des critères permettant de les évaluer. Ce préambule étant réalisé, il est nécessaire de s'intéresser à l'évolution des anomalies au cours du perçage, c'est-à-dire en fonction de leur profondeur, pour déterminer le meilleur moyen de relever les valeurs des critères, afin de refléter au mieux l'intégrité de surface.

III.2.3 Evolution des anomalies d'usinage au cours du perçage

La génération d'anomalies en fonction de la profondeur de perçage peut suivre deux types d'évolution :

- une intégrité « quasi-constante » tout au long du perçage avec parfois une faible augmentation de l'érouissage.
- un changement « brusque » de l'intégrité de surface au cours du perçage (Figure III.2.16) : cas typique des coupures de lubrification.

La Figure III.2.16 montre un changement radical d'intégrité de surface représentatif de certains essais, à une profondeur d'environ 10 mm. Il est caractérisé par d'une part un changement de l'état de surface, visible sur la surfométrie obtenue avec le profilomètre optique, d'autre part, par une variation de l'érouissage comme en témoigne l'augmentation de la micro-dureté en sous-couche et l'apparition de la couche de γ' primaires dissous.

Aucune augmentation progressive des anomalies caractéristiques des couches thermo-mécaniquement affectées n'a été mise en évidence contrairement à Perrin lors de son étude. Il y a deux raisons à ce phénomène : premièrement, les listels de l'outil sont très courts (hauteur de contact moyenne de 0,5 mm) et donc il n'y a pas d'accumulation de chaleur en dehors de la zone de contact des listels avec la matière usinée, deuxièmement, l'arrosage situé derrière les listels assure un refroidissement direct de la surface usinée.

L'évolution des anomalies et les moyens de caractérisation obligent à mettre en place deux approches :

- une approche « globale » où nous prendrons en compte, suivant les découpes axiales, la valeur maximale d'une anomalie sur toute la profondeur du perçage. Cette approche relève d'une démarche plutôt industrielle afin de définir la qualité d'un perçage dans sa globalité.
- une approche « locale » où sont regroupés les critères dont les mesures sont ponctuelles et localisées par rapport à la position dans le perçage (découpes radiales). Cette approche est plutôt orientée vers la corrélation en temps réel avec les signaux.

Les critères pris en compte dans chaque approche sont détaillés dans le Tableau III.2.3. Le coefficient de conicité est calculé à partir de trois diamètres, il est donc obligatoirement considéré dans une approche « globale » prenant en compte tout le perçage. Il en est de même pour la bavure qui est une représentation de la fin du perçage. Les valeurs maximales des couches affectées mettent en avant la pire anomalie observable durant le perçage. Dans l'approche « locale » un maximum de critères a été pris en compte afin de caractériser les anomalies de sous-couche.

Tableau III.2.3 : Critères de caractérisation de l'intégrité de surface

approche « globale »	le coefficient de conicité
	la hauteur et l'épaisseur de bavure
	l'épaisseur maximale de la couche de γ' p allongés
	l'épaisseur maximale de la couche de γ' p dissous
approche « locale »	les critères de rugosité Ra et Rz
	l'épaisseur et l'angle de grains enchâssés
	l'épaisseur de la couche de γ' p dissous
	le paramètre t1 issu des mesures de micro-dureté
	les contraintes résiduelles en surface

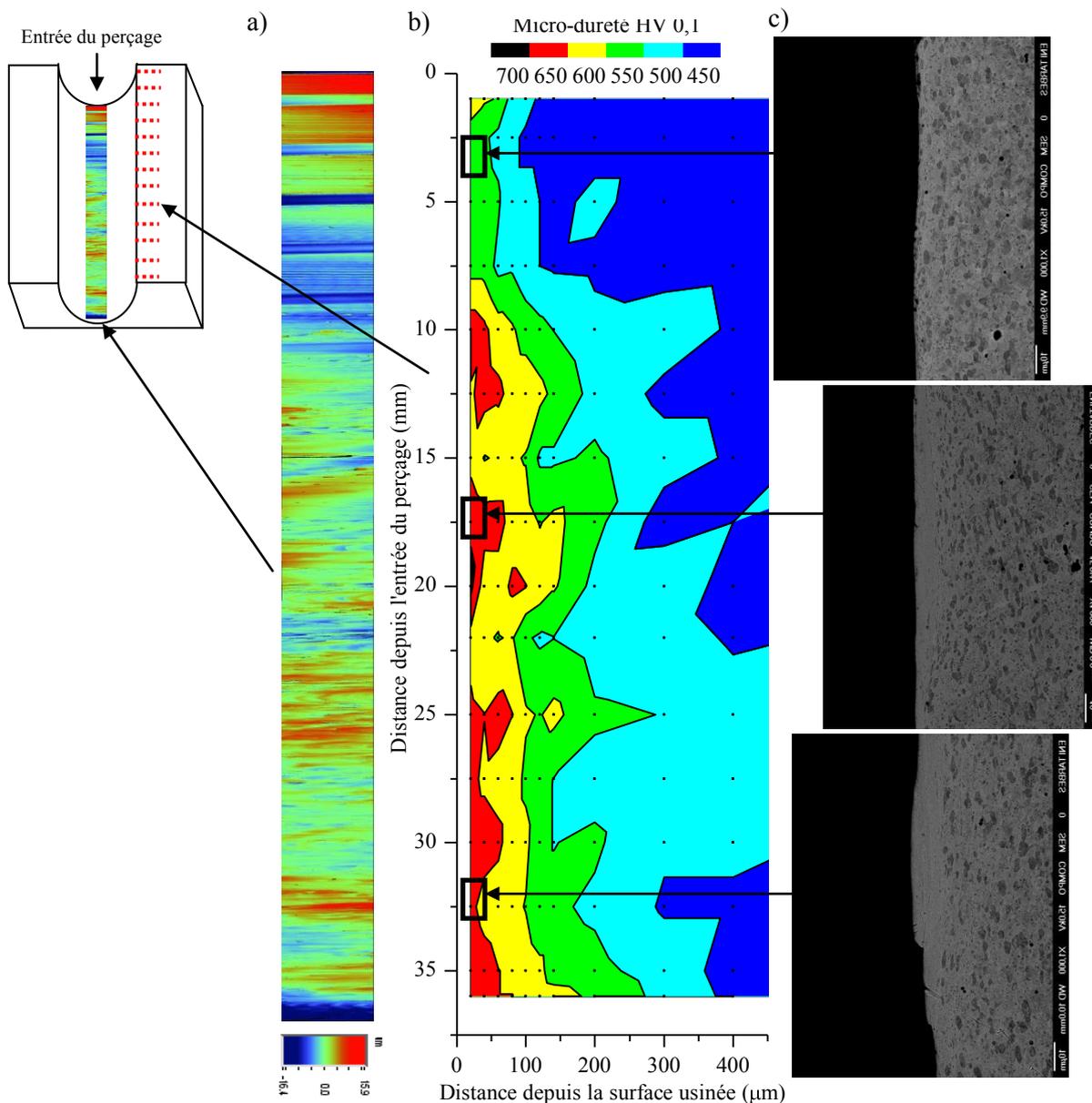


Figure III.2.16 : Représentation axiale d'un trou au travers de trois moyens de mesure : a) surfométrie selon l'axe longitudinal, b) niveaux de micro-dureté mesurés en sous-couche en fonction de la position dans le perçage, c) micrographies MEB de la microstructure (grossissement x1000) en fonction de la position dans le perçage.

III.2.4 Valeurs acceptables des critères d'intégrité de surface

La principale problématique industrielle liée à l'intégrité de surface est de définir les limites d'acceptabilité des anomalies d'usinage observées sur les pièces critiques. Une revue des motoristes aéronautiques Européens présents dans le projet ACCENT a permis, à partir de la liste des anomalies définies dans le projet ManHIRP, de définir des seuils d'acceptabilité pour chacune d'entre-elles.

La caractérisation des anomalies d'usinage dépend fortement des moyens de mesure. Ainsi, un tableau à double entrée a été introduit afin de lister les valeurs limites acceptables pour chaque anomalie et les moyens de contrôle associés (Tableau III.2.4). Les valeurs présentées ont été définies par l'expérience des motoristes sur la quantification des anomalies d'usinage.

Les anomalies d'usinage ont été classées de façon similaire au projet ManHIRP, mais des sous-catégories ont aussi été ajoutées afin de préciser la nature ou l'échelle des anomalies décrites :

- Topographie de surface (anomalies géométriques)
 - Macro anomalies,
 - Micro anomalies,
- Changements de microstructure (anomalies non-géométriques)
 - Changements de microstructures,
 - Changements de propriétés mécaniques.

Ce tableau différencie les analyses non-destructives (NDI) et destructives permettant de détecter ou de caractériser une anomalie. Une colonne répertorie le minimum d'analyses nécessaires garantissant la détection de chaque anomalie.

Ce tableau souligne le peu de valeurs clairement définies pour qualifier une intégrité de surface d'acceptable, notamment pour les contraintes résiduelles et les mesures de micro-dureté où aucun critère n'est défini. Les raisons de ce manque de valeurs sont principalement le manque d'informations quantifiées sur l'influence des anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue (paragraphe III.1.5).

"Anomaly" detection		NDI						Destructive analyses						
Topics	Rang or level	Criteria	A1	A2	A3	A4	A5	A6	B1	B2	C1	C2		
Surface topography	Surface integrity anomalies	Abnormal Ra	Ra limit											
		Abnormal Rmax	Rz limit											
		Scores	Size	Rz limit		No indication allowed		25%						
		Scratches	Size											
		Orange peel	Size											
		Chatter	Visual pattern	Rz limit										
	Surface Macro anomalies	Undulating surface	Visual pattern	Rz limit	Not permitted									
			Chocs	N/A										
			Cracks	Size		No indication allowed		25%						
		Foreign material inclusion Non Parent material	Deviation of surface	Visual pattern		Not permitted								
			Discoloration (Oxydation)	Depth/thickness										
			Burr	height		height <0.3mm								
		Surface Micro anomalies	Flaking	size/density										
			Laps	depth, length, size/density	A3, B1		No indication allowed							
			Plucking	size/density										
Heat affected zone	Surface Drag	size/density	B1											
	Smearing (chips)	Depth/thickness												
	Contamination		B1											
Microstructure Metallurgical changes	Heat affected zone	Recast layer	Depth/thickness	A5, B1										
		Redissolution of phases	Depth/thickness	A5, B1										
	Mechanical affected zone	Strain / Work Hardening	Depth/thickness	A5, B1										
		Distorted layer	Depth/thickness	A5, B1										
	Heat and mechanical affected zone	White Layer	Depth/thickness	A5, B1										
		Recrystallised zone	Depth/thickness	A5, B1										
	mechanical properties	Redeposited Layer	Depth/thickness	A5, B1										
		Abnormal residual stresses		A5, B1										

Tableau III.2.4 : Valeurs acceptables définies par anomalies d'usinage et moyens de contrôle.

III.2.5 Discussion sur la caractérisation des anomalies d'usinage

Dans ce paragraphe, nous avons identifié les anomalies d'usinage observées sur l'ensemble des essais réalisés. Cette partie met en avant la difficulté de caractériser les anomalies en fonction de la localisation et de la direction d'observation. Les analyses de microstructure sont effectuées selon un plan de coupe qui n'est pas forcément représentatif de l'état général du perçage.

Des critères ont été choisis et définis pour chaque anomalie en fonction des moyens de mesure. Un critère permettant de modéliser les profils de micro-dureté a été défini à partir d'un seul paramètre (t_1).

Enfin deux approches ont permis de prendre en compte les anomalies dans la globalité du perçage ou localement, et ainsi d'observer leur évolution au cours du perçage.

III.3 RELATIONS CONDITIONS DE COUPE – INTEGRITE DE SURFACE – USURE

Les plans d'essais présentés au chapitre II ont permis de générer différentes intégrités de surface. A partir des critères précédemment définis, nous allons identifier leur évolution en fonction des essais.

Dans le but de corrélérer un maximum de critères d'intégrité de surface avec les signaux, nous garderons tous les critères séparés sans considérer les associations qui peuvent exister entre les anomalies, excepté pour les copeaux incrustés qui sont toujours associés à une couche thermo-mécaniquement affectée.

Dans un premier temps, les valeurs des critères d'intégrité de surface sont évaluées en fonction des conditions d'essais dans un mode d'usinage « normal », c'est-à-dire sans perturbation liée au procédé. Pour cela, deux approches (globale et locale) ont été utilisées en fonction des critères d'intégrité de surface.

Dans un second temps, les influences des paramètres de coupe seront évaluées par rapport à un domaine acceptable d'intégrité de surface (ASID, Acceptable Surface Integrity Domain) défini à partir des valeurs issues des motoristes européens.

Enfin, ces critères sont confrontés aux conditions d'essais « perturbées » avec les coupures de lubrification et les variations du contexte d'usinage, caractéristiques des risques rencontrés sur le procédé.

III.3.1 Influence des conditions de coupe sur l'intégrité de surface

Afin de représenter l'évolution des critères en fonction des vitesses de coupe, des diagrammes Vc-f sont réalisés. Ces diagrammes prennent en compte uniquement les essais de « cartographie » car les essais COM ont été réalisés avec une matière légèrement différente (ce point sera approfondi dans le paragraphe III.3.4.2). Chaque diagramme Vc-f est réalisé par une interpolation linéaire à partir des valeurs mesurées sur le domaine Vc-f. Les carrés oranges présents sur les figures (Figure III.3.1 à Figure III.3.11) correspondent aux conditions de coupe testées. Enfin, les effets majoritaires (thermiques ou mécaniques) sont indiqués par des flèches sur les diagrammes Vc-f lorsque des tendances sont identifiables.

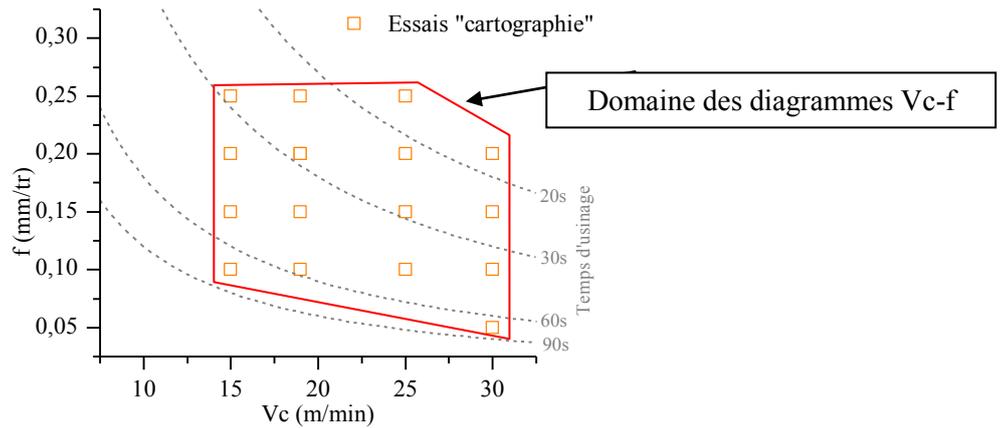


Figure III.3.1 : Répartition des essais « cartographie ».

III.3.1.1 Approche globale

Les critères d'intégrité de surface relevés dans l'approche globale sont : les critères géométriques, la hauteur et l'épaisseur de bavure et les épaisseurs maximales des couches de γ' ρ allongés et dissous.

III.3.1.1.1 Evolution des critères géométriques de l'alésage

Le premier diagramme Vc-f présente l'évolution du défaut de conicité en fonction des conditions de coupe (Figure III.3.2). Le coefficient de conicité augmente lorsque f et Vc augmentent, c'est-à-dire en fonction du débit copeau ou de la durée d'usinage. Ce résultat corrobore ceux de Perrin [Perrin 2007] et de Bonnet [Bonnet 2009], et diffère de ceux de Bono [Bono 2001]. Cette évolution du critère peut s'expliquer par deux phénomènes concomitants ou non :

- une diminution du diamètre du foret due à l'usure de l'outil,
- une dilatation du trou lors de l'usinage due à l'échauffement généré par la coupe, puis un rétrécissement de celui-ci lors du refroidissement.

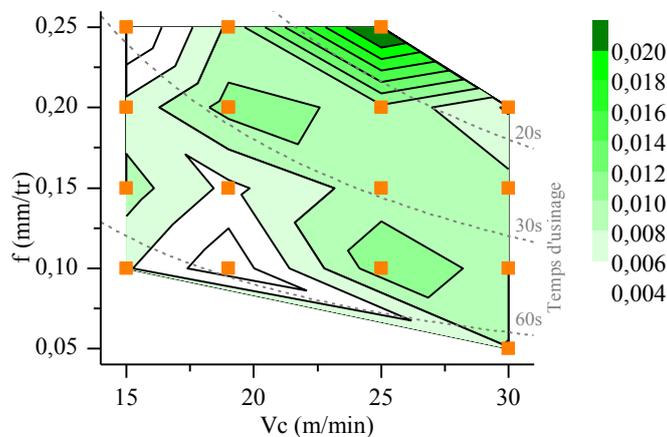


Figure III.3.2 : Evolution du coefficient de conicité en fonction des conditions de coupe.

Les valeurs de la rectitude et de la cylindricité ne permettent pas de dégager une tendance en fonction de la vitesse de coupe ou de l'avance. L'évolution du diamètre moyen n'est pas représentée car elle est similaire à celle du coefficient de conicité. Plus le coefficient de conicité est important, plus le diamètre moyen du cylindre est faible. Bien entendu, dans les cas où la variation de diamètre générée par les différents outils est inférieure au défaut de conicité

III.3.1.1.2 Evolution des anomalies de surface

A partir d'observations à la binoculaire, trois types de défauts à la surface du perçage peuvent être déterminés :

- des stries de remontée,
- des marques de vibrations,
- l'étalement de matière associé à des copeaux collés.

Sur la Figure III.3.3, la répartition de ces anomalies est représentée en fonction des conditions de coupe. Les délimitations sont qualitatives car comme décrit au paragraphe III.2.2.2, ces anomalies sont quantifiées par d'autres mesures. Dans le cas des stries de remontée et des marques de vibrations, le principal critère est la rugosité (R_a et R_z) relevée sur la surface usinée. Les critères de rugosité R_a et R_z sont présentés dans l'approche locale. Concernant l'étalement de matière et les copeaux collés, ils sont toujours associés à la présence d'une couche thermo-mécaniquement affectée.

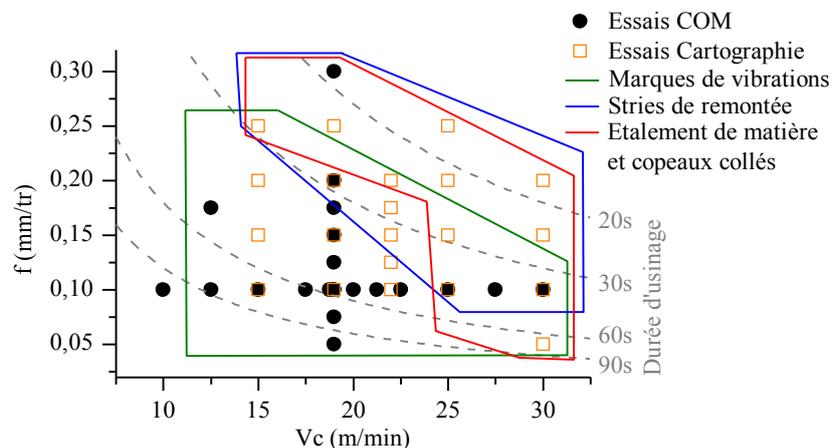


Figure III.3.3 : Répartition des anomalies macroscopiques de surface.

Les stries de remontée sont clairement visibles tout le long du trou pour des temps d'usinage inférieurs à 40 secondes. Une corrélation apparaît entre l'évolution du coefficient de conicité et l'apparition des stries. Il semblerait donc que l'effet thermique mis en évidence par Perrin et Bonnet soit prépondérant (rétrécissement des perçages de l'entrée vers la sortie).

III.3.1.1.3 Evolution de la bavure

La mesure de la bavure est un élément important des mesures d'intégrité de surface car d'après la bibliographie [Peña 2005] [Perrin 2007], c'est l'un des seuls contrôles non destructifs permettant de caractériser un état métallurgique. Perrin, dans son étude, a défini un critère de réforme d'outil et des trous percés grâce à la longueur des bavures générées.

Dans notre cas, la longueur de la bavure ne paraît pas représentative de l'état métallurgique du trou car peu de similitudes sont relevées entre l'évolution de la longueur de bavure et les autres critères d'intégrité de surface. Ce résultat diffère donc de ceux des auteurs précédemment cités. Contrairement aux autres études, ces travaux ne portent pas sur du perçage « plein » mais s'apparentent plutôt à du tournage où la bavure générée est arrachée en fin de perçage. Les déformations plastiques et les effets thermiques mis en jeu, sont plus faibles.

La Figure III.3.4.b montre une évolution de l'épaisseur de la bavure proche de celle de l'épaisseur des grains enchâssés (Figure III.3.8.a) ou de l'épaisseur de la couche des γ' primaires allongés (Figure III.3.5.b). Le critère de l'épaisseur de la bavure semble donc pertinent pour refléter l'état métallurgique de la surface mais sa mesure est difficile et dans notre cas, le contrôle de ce critère est destructif.

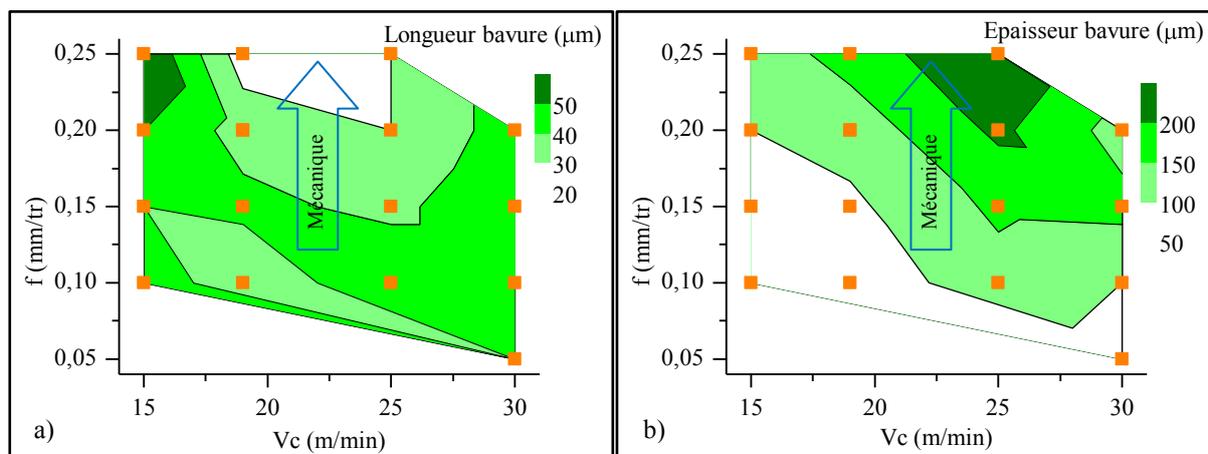


Figure III.3.4 : Evolution de la longueur (a) et de l'épaisseur (b) de la bavure en sortie de perçage en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance.

III.3.1.1.4 Evolution des critères en sous-couche

Les couches de $\gamma'p$ allongés et dissous sont caractérisées par leurs épaisseurs maximales sur l'axe longitudinal de perçage. La Figure III.3.5.a montre l'évolution de l'épaisseur maximale de la couche thermo-mécaniquement affectée ($\gamma'p$ dissous) en fonction des conditions de coupe. L'épaisseur de cette couche augmente avec la vitesse de coupe et d'avance. Ce critère est l'un des plus pénalisant par rapport à la tenue en fatigue des pièces et la présence d'une couche de $\gamma'p$ dissous est inacceptable pour les motoristes aéronautiques (Tableau III.2.4). Il permet donc de fixer, pour les essais « cartographie », un V_c critique à environ 25 m/min et un débit copeau Q critique à environ 5000

mm³/min. Comme montré dans l'étude de Gravier, la vitesse de coupe a un effet prépondérant sur l'échauffement de la matière et donc sur l'apparition de cette couche thermo-mécaniquement affectée.

L'épaisseur de la couche de γ' p allongés (Figure III.3.5.b) évolue légèrement différemment de la couche de γ' p dissous. Malgré la forte incertitude de cette mesure (environ $\pm 5 \mu\text{m}$), l'épaisseur de cette couche augmente pour des avances importantes et ne semble pas être influencée par les vitesses de coupe. L'effet prépondérant est donc de type mécanique.

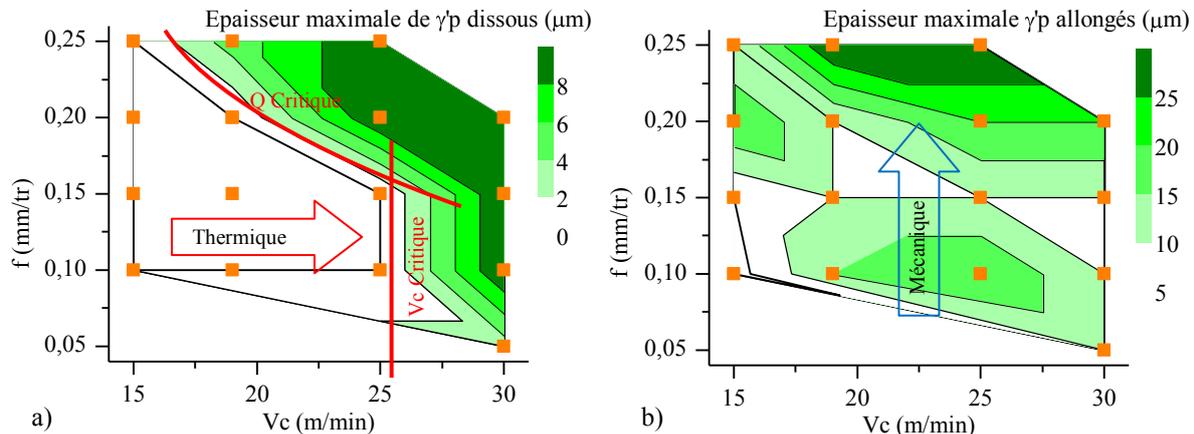


Figure III.3.5 : Evolution (a) de l'épaisseur maximale de la couche de γ' p dissous et (b) de l'épaisseur maximale de la couche de γ' p allongés suivant la direction axiale en fonction de Vc-f.

L'approche globale permet de mettre en avant les premières tendances et limites, en fonction des conditions de coupe pour un perçage.

III.3.1.2 Approche locale

Les diagrammes Vc-f précédemment tracés ne prennent pas en compte l'usure de l'outil au cours du perçage. Or, pour les vitesses de coupe les plus importantes, l'usure de l'outil est très rapide (Vb 0,05 à 0,25 mm). Nous avons donc essayé de comparer l'intégrité de surface pour deux profondeurs de perçage à 5 mm et à 32 mm. Ces analyses sont situées à 5 mm de chaque extrémité du trou afin d'éviter l'influence du bord (bavure).

Les critères relevés pour cette analyse locale sont : la rugosité (Ra et Rz), l'épaisseur de la couche de γ' p dissous, l'épaisseur et l'angle des grains enchâssés, le paramètre t1 de micro-dureté et les contraintes résiduelles axiales et circonférentielles.

III.3.1.2.1 Evolution des critères de surface (rugosité)

La rugosité est l'un des critères les plus utilisés pour caractériser l'intégrité de surface du fait de sa simplicité de mise en œuvre. La Figure III.3.6 présente l'évolution de la rugosité arithmétique moyenne Ra et de la hauteur moyenne de profil Rz en fonction des paramètres de coupe Vc-f et de la profondeur de perçage.

En début de perçage (à 5 mm), les critères Rz et Ra, augmentent avec Vc et f puis diminuent pour les valeurs les plus importantes de ces deux paramètres (Vc30 f0,2 et Vc25 f0,25). Pour rappel

(paragraphe II.3), ces conditions extrêmes sont caractérisées par un effondrement de l'arête de coupe dès le début de perçage. En effet, pour les vitesses de coupe importantes, une couche de matière étalée, associée à une couche de γ' p dissous sont observées (Figure III.3.5.a). Pour ces conditions de coupe, la matière est étalée et non plus coupée, ce qui entraîne une baisse des valeurs de rugosité Ra et Rz. Il est à noter que ce résultat est obtenu malgré l'influence moindre de la faible hauteur de contact des listels (0,5-1 mm) contrairement à Perrin, Sharman ou Bonnet.

Les valeurs de Ra et Rz diminuent fortement entre la profondeur 5 mm et 32 mm pour les conditions de coupe suivante ($V_c 25$ et $f_0,2$). Une usure d'outil générant un étalement de matière semble donc apparaître entre les deux positions.

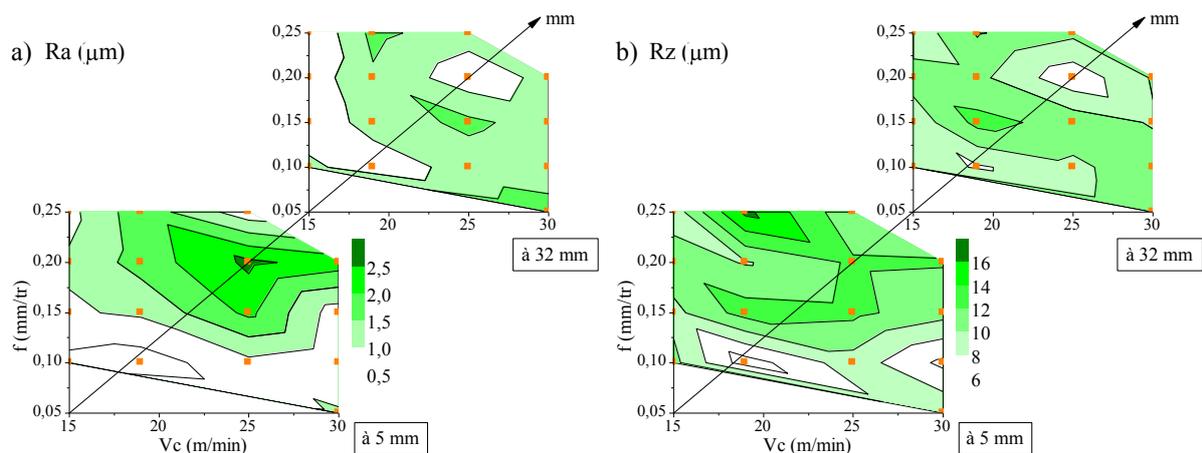


Figure III.3.6 : Evolution des valeurs de rugosité (a) Ra et (b) Rz relevées au profilomètre optique sur 1 mm² à 5 mm et à 32 mm de l'entrée du perçage.

Cette analyse montre que la rugosité ne reflète pas directement l'état métallurgique de la matière. Pour finir, il est important de rappeler que les plus faibles rugosités Ra et Rz (sans endommagement de l'outil) sont obtenues quelques soit la position axiale pour les conditions de coupe optimales définies lors du COM ($V_c 19$ et $f_0,1$).

III.3.1.2.2 Evolution des critères en sous couche

La Figure III.3.7 montre l'évolution de l'épaisseur de la couche de γ' p dissous et du paramètre t1 en fonction des conditions de coupe pour les deux profondeurs. Ces représentations permettent de différencier, par l'évolution des couleurs entre les deux profondeurs, les conditions qui ont généré des anomalies dès le début de l'usinage. Ainsi, pour les conditions de coupe les plus sévères ($V_c 25$ $f_0,25$ et $V_c 30$ $f_0,2$), l'effondrement d'arête (paragraphe II.3.2) est probablement intervenu dès le début de l'usinage. La Figure III.3.7.a montre que l'épaisseur de la couche de γ' primaires dissous est fortement liée à l'usure outil. En effet, plus le débit copeau est important plus l'anomalie apparaît tôt durant le perçage. Or, il a été montré que l'usure de l'outil dépendait fortement du débit copeau (paragraphe II.3.2).

Sur la Figure III.3.7.b, une évolution du paramètre t1 proche de celle de l'épaisseur des grains enchâssés est observée (Figure III.3.8.a). Ceci paraît normal car ces deux critères traduisent le même

phénomène d'écroûissage (mécanique). Il existe une certaine corrélation entre ces deux critères et l'apparition d'une couche de γ' primaires dissous bien qu'il n'y ait pas une corrélation simple entre les phénomènes thermiques et mécaniques. La vitesse de coupe influence fortement l'usure outil et va induire à son tour un effet mécanique sur la sous-couche générant une épaisseur de grains enchâssés plus importante et une augmentation du paramètre t_1 .

L'angle des grains enchâssés (Figure III.3.8.b) diminue pour les fortes avances, correspondant ainsi à une orientation des grains plus prononcée. Néanmoins, il est difficile de tirer des conclusions car ces mesures ont une incertitude très importante ($\pm 5^\circ$). De plus, étant donné la direction d'observation radiale, il serait plus logique de trouver des angles faibles pour les vitesses de coupe importantes et non pas pour les fortes avances. L'hypothèse avancée pour expliquer ce phénomène est que l'effet thermique améliore la coupe et contre balance l'effet de la vitesse de coupe, exacerbant ainsi l'effet de l'avance.

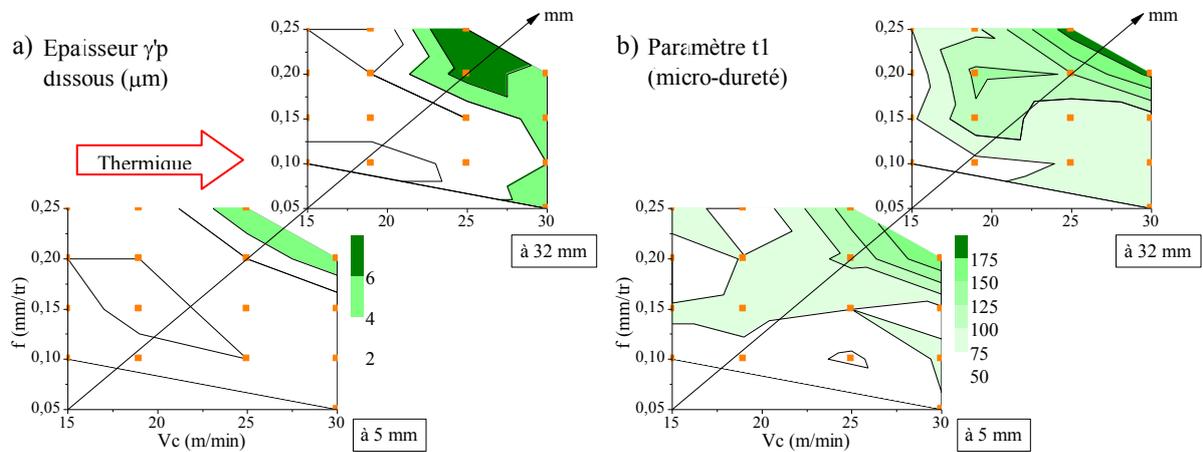


Figure III.3.7 : Evolution (a) de l'épaisseur de la couche de γ' p dissous et (b) du paramètre t_1 entre l'entrée et la sortie du perçage en fonction des vitesses de coupe.

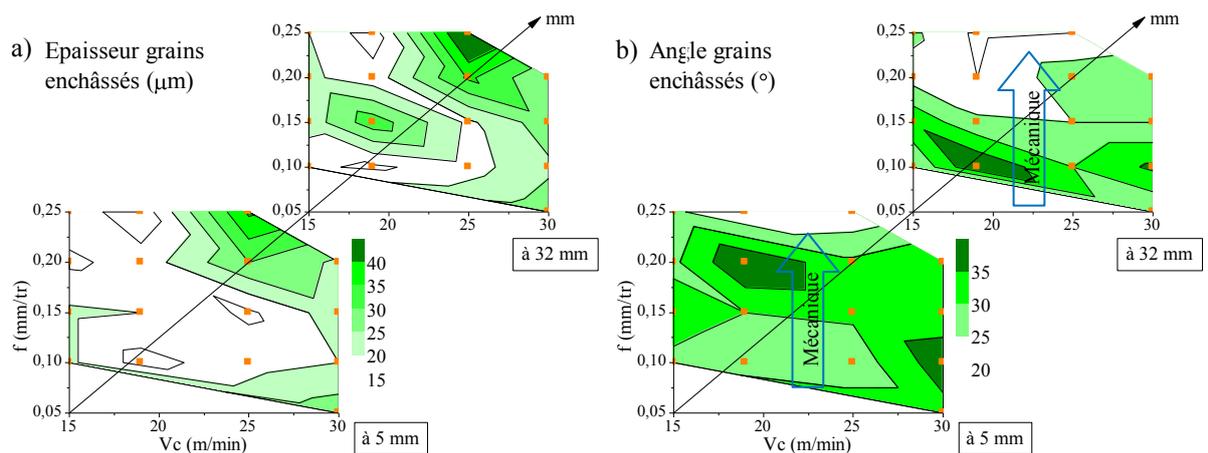


Figure III.3.8 : Evolution de l'épaisseur (a) et de l'angle (b) des grains enchâssés, mesurés suivant la direction radiale à l'axe du trou à 5 mm et à 32 mm de l'entrée du perçage.

La Figure III.3.9 montre aussi une évolution des contraintes résiduelles en surface proche de celle du débit copeau. L'erreur sur chaque point est d'environ 50 MPa ce qui peut légèrement faire

varier l'allure des diagrammes Vc-f. Les mesures ont été réalisées en surface à deux profondeurs dans le trou (paragraphe III.2.3). La ligne rouge sur les diagrammes correspond au niveau 0.

Ces diagrammes montrent une corrélation entre les contraintes résiduelles de traction et la présence d'une couche de γ' p dissous (Figure III.3.7.a) expliquant ainsi la présence de fissures en surface des échantillons concernés par cette couche dissoute.

D'après Kwong [Kwong 2008] sur son étude concernant le perçage du RR1000 (superalliage base-Nickel proche de l'Udimet[®] 720) la profondeur affectée par les contraintes résiduelles augmente avec le débit copeau. De plus, Sharman [Sharman 2006] a établi des corrélations entre les profondeurs affectées par les contraintes résiduelles et les mesures de micro-dureté. Or, nous observons une augmentation de la dureté en sous-couche (augmentation du paramètre t1) avec le débit copeau (Figure III.3.7.b). Il est donc probable dans notre cas, que la profondeur affectée par les contraintes résiduelles augmente aussi avec le débit copeau.

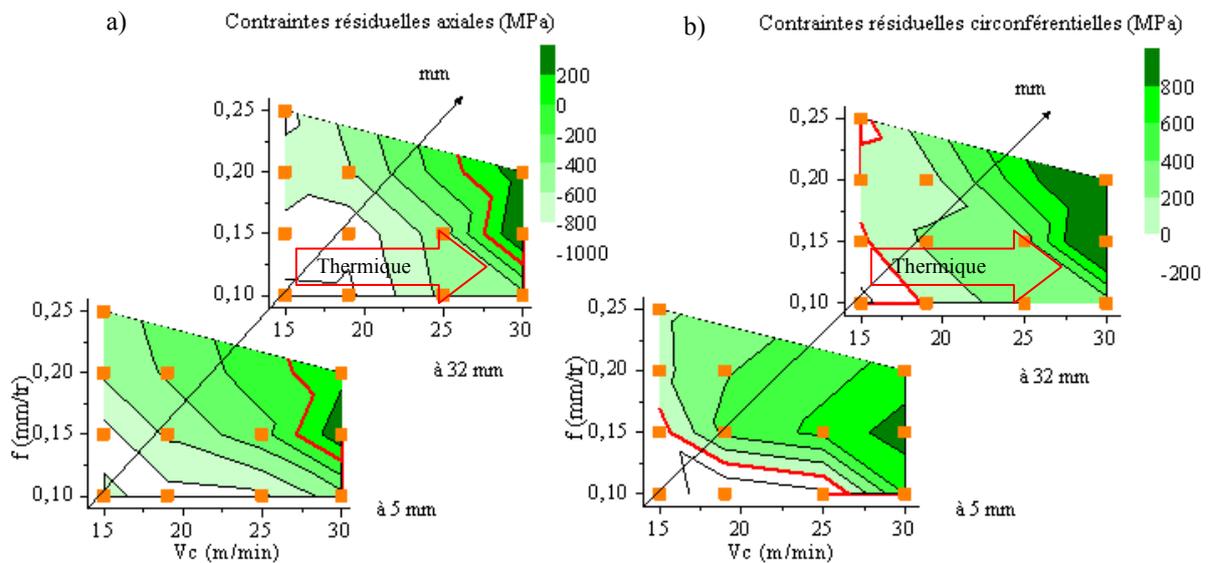


Figure III.3.9 : Cartographies des contraintes résiduelles de surface (a) suivant la direction axiale et (b) suivant la direction circonférentielle à 5 mm et à 32 mm de profondeur.

Dans les conditions extrêmes où nous observons les valeurs de t1 les plus importantes et des contraintes résiduelles de tension en surface, il est fort probable que le niveau de contraintes passe de la traction vers la compression rapidement. Des profils de contraintes résiduelles ont donc été réalisés sur deux perçages et confirment cette hypothèse (Figure III.3.10). Ces profils montrent qu'en présence du couche de γ' p dissous, les contraintes résiduelles sont de tension et diminuent rapidement vers la compression.

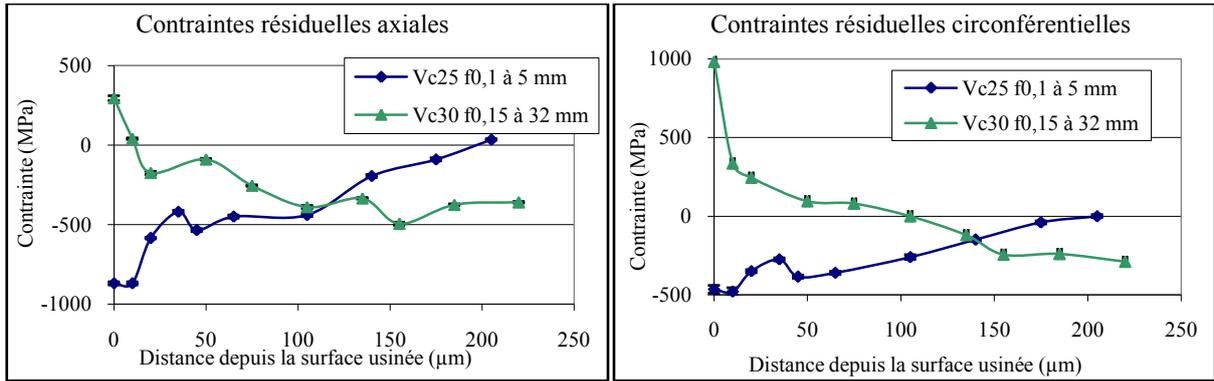


Figure III.3.10 : Profils de contraintes résiduelles pour les perçages (a) suivant la direction axiale et (b) suivant la direction circonférentielle.

Cette première évaluation de l'influence des conditions de coupe et de l'usure de l'outil sur les critères d'intégrité de surface met en avant les effets mécaniques et thermiques à l'origine de chaque anomalie. Elle montre aussi les redondances entre les critères utilisés et les interactions fortes, notamment pour la microstructure (couche dissoute – contraintes résiduelles - couche écrouie).

III.3.2 Détermination du domaine d'intégrité de surface acceptable

En considérant les valeurs limites d'intégrité de surface acceptables pour les motoristes européens définies au paragraphe III.2.4 (Tableau III.2.4), il est possible de délimiter un domaine de conditions de coupe répondant à ces exigences (Figure III.3.11). Ce domaine est valable pour un seul perçage avec un outil neuf dans ce matériau et dans les conditions d'essai (émulsion à 7,5 % et dureté matière à 500 HV₃₀).

La Figure III.3.11 délimite le domaine acceptable d'intégrité de surface pour les essais « cartographie ». Ce domaine est principalement limité par la formation d'une couche de $\gamma'p$ dissous pour les vitesses de coupe et le débit copeau importants, mettant en avant l'effet thermique. Le domaine est aussi délimité par l'épaisseur de grains enchâssés pour les avances importantes liée à un effet mécanique majoritaire. A noter que l'intersection des deux domaines d'anomalies correspond à un domaine où les copeaux collés incrustés sont les plus imposants.

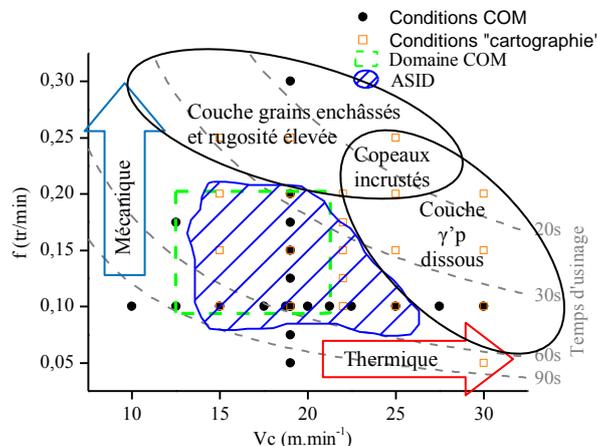


Figure III.3.11 : Définition du domaine d'intégrité de surface acceptable pour les essais « cartographie ».

Un domaine COM est défini sur la Figure III.3.11 avec les valeurs du coefficient spécifique de coupe obtenues lors des essais COM. Il apparaît une différence entre ce domaine et le domaine acceptable d'intégrité de surface. Cependant, la condition de coupe optimale définie par les coefficients spécifiques de coupe ($V_{c19} - f_{0,1}$), se situe dans le domaine acceptable. La méthodologie COM semble donc bien adaptée pour déterminer des conditions de coupe garantissant une intégrité de surface acceptable.

La forme du domaine acceptable d'intégrité de surface de la Figure III.3.11 est similaire (légèrement plus petite) à celle du domaine d'usure en dépouille inférieur à 0,1 mm (Paragraphe II.3.2).

Pour ce domaine d'usure, trois perçages ont été réalisés avec un même outil. La figure III.3.12 rappelle les conditions de coupe testées et montre les conditions de coupe présentant une intégrité de surface inacceptable après trois perçages. Le domaine d'intégrité de surface acceptable se rétrécit uniquement pour les plus forts débits copeau. Les principaux défauts sont : l'apparition d'une couche de γ' primaires dissous, une augmentation du paramètre t_1 et une augmentation de l'épaisseur de la bavure. Ces essais permettent de fixer une nouvelle limite sur les conditions de coupe à 35 s en durée d'usinage ou à 3550 mm/min en débit copeau. Par contre, l'usure en dépouille obtenue après les trois perçages ne permet pas de déterminer cette même limite de conditions de coupe.

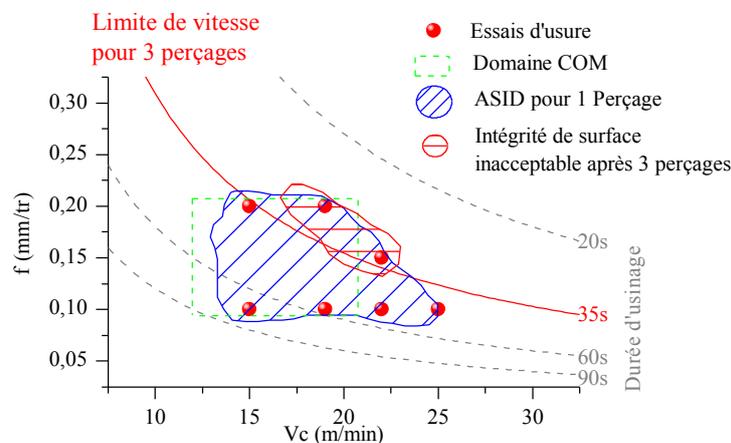


Figure III.3.12 : Evolution du domaine d'intégrité de surface acceptable après trois perçages.

En conclusion, dans des conditions normales d'usinage, l'intégrité de surface est principalement limitée par le débit copeau, la vitesse de coupe, l'avance et l'usure de l'outil. Une modélisation est donc envisageable à partir des conditions de coupe.

III.3.3 Discussion sur la modélisation de l'intégrité de surface

Afin de vérifier l'influence des effets thermiques et/ou mécaniques sur les critères d'intégrité de surface, des régressions linéaires multiples à partir du débit copeau, de la vitesse de coupe et de l'avance ont donc été réalisées pour modéliser les coefficients de l'approche globale. Le Tableau III.3.1 présente le coefficient de détermination (R^2) obtenu pour chaque critère d'intégrité de surface. Les meilleurs résultats (R^2 les plus importants par rapport aux nombre de critères) sont obtenus pour la linéarisation prenant en compte le débit copeau et la vitesse de coupe. La vitesse de coupe a été introduite car elle influence fortement l'usure outil et elle permet de mieux modéliser l'épaisseur maximale de la couche de $\gamma'p$ dissous.

Au regard des résultats obtenus pour la modélisation des anomalies de microstructure, la mise en place d'essais basés sur le débit copeau et l'usure outil comme ceux réalisés par Kwong [Kwong 2008] et Klocke [Klocke 2010] est pertinente du point de vue de l'intégrité de surface. Néanmoins, l'évolution plus marquée de l'épaisseur maximale de $\gamma'p$ dissous avec la vitesse de coupe, risque de ne pas être mis en avant dans ce type d'essai.

Tableau III.3.1 : Comparaison des coefficients de détermination (R^2) pour les modèles basés sur le débit copeau Q , la vitesse de coupe V_c et l'avance f .

Equations (a, b, c et d sont des constantes)	Critères de l'approche globale				
	Coefficient conicité	Longueur bavure	Epaisseur bavure	Epaisseur maximale $\gamma'p$ dissous	Epaisseur maximale $\gamma'p$ allongés
$R^2 z=a \times Q+b$	0,18	0,08	0,68	0,42	0,40
$R^2 z=a \times Q+b \times V_c+c$	0,20	0,09	0,69	0,69	0,41
$R^2 z=a \times Q+b \times f+c$	0,21	0,08	0,69	0,67	0,41
$R^2 z=a \times Q+b \times V_c+c \times f+d$	0,21	0,13	0,69	0,69	0,41

D'autres expressions pourraient être utilisées afin de modéliser les différents critères d'intégrité de surface mais des perturbations telle que la différence de dureté entre les essais COM et « cartographie », sont difficiles à prédire et par conséquent non modélisables uniquement par les conditions de coupe. Le but de l'utilisation de la surveillance d'usinage est de pouvoir mesurer ces variations afin d'améliorer la modélisation et quantifier l'intégrité de surface générée.

III.3.4 Influence des conditions perturbées sur l'intégrité de surface

Ce paragraphe présente l'influence des perturbations d'usinage générées lors des essais décrits au paragraphe II.2.3 sur les défauts d'intégrité de surface. La première série d'essais met en avant un changement des conditions d'usinage avec une rupture de la pression de lubrification au cours du perçage. Les influences du pourcentage de l'émulsion, de la dureté de la pièce et de la position de l'outil, sur l'intégrité de surface sont étudiées dans une deuxième phase.

III.3.4.1 Influence des coupures de lubrification sur l'intégrité de surface

Le paragraphe II.2.3.1 du chapitre II décrit la méthodologie utilisée afin de générer des coupures de lubrification pendant l'usinage. Ces essais ont généré des défauts d'intégrité de surface similaires à ceux rencontrés lors des essais COM ou « Cartographie ». Les anomalies consécutives à une rupture de lubrification n'apparaissent pas instantanément lors de l'usinage. En effet, ce mode dégradé d'usinage ne génère pas directement des défauts d'usinage mais plutôt une modification de l'interaction outil/matière.

La Figure III.3.13 et la Figure III.3.14 présentent l'évolution de l'épaisseur de la couche de γ' p dissous et de γ' p allongés ainsi que du paramètre t_1 en fonction de la profondeur de perçage pour chaque condition de coupe testée. La coupure de lubrification est symbolisée par le rectangle rouge sur la Figure III.3.13.

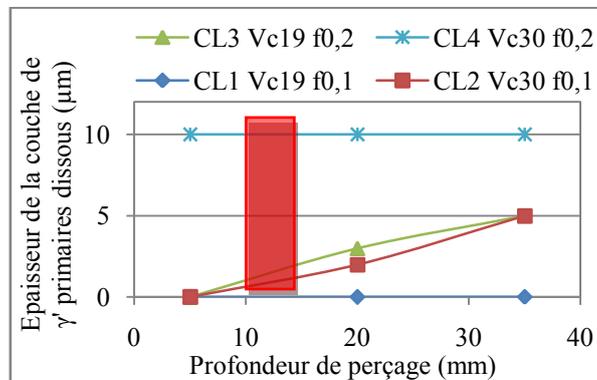


Figure III.3.13 : Evolution de l'épaisseur de la couche de γ' primaires dissous en fonction de la profondeur de perçage pour les essais de coupure de lubrification.

La Figure III.3.13 montre que la condition CL4 (Vc30 f0,2) présente une couche de γ' p dissous dès le début du perçage probablement liée à un effondrement de l'arête de coupe. Par contre, les conditions CL2 (Vc30 f0,1) et CL3 (Vc19 f0,2) provoquent une augmentation de l'épaisseur de la couche de γ' p dissous après la coupure de lubrification, alors que dans des conditions « normales » d'usinage, la condition CL3 ne présente pas ce type d'anomalie.

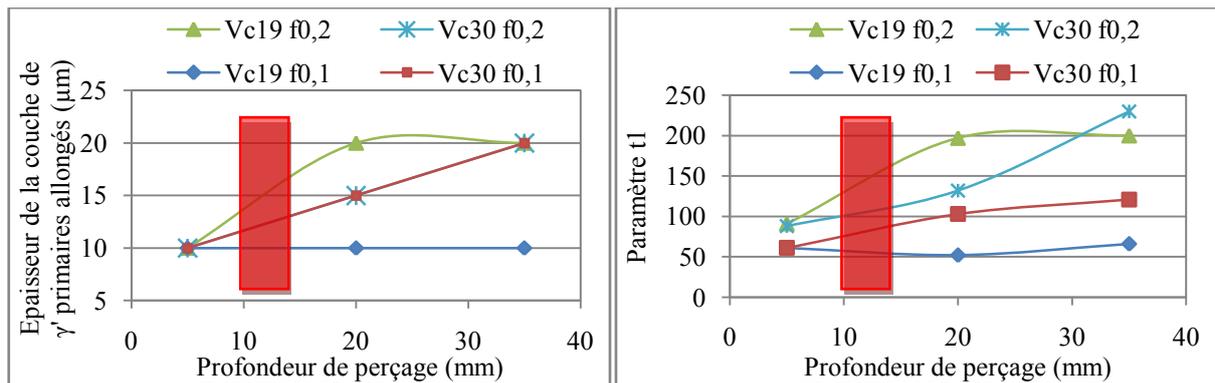


Figure III.3.14 : Evolutions (a) de l'épaisseur de la couche de γ' primaires allongés et (b) du paramètre t_1 en fonction de la profondeur de perçage pour les essais de coupe de lubrification.

La Figure III.3.14 montre que l'épaisseur de la couche de γ'_p allongés et le paramètre t_1 évoluent fortement pour les conditions CL2, CL3 et CL4. Les valeurs atteintes par ces critères sont plus importantes que lors des essais « cartographie », attestant ainsi de l'influence de la coupe sur les phénomènes mécaniques.

Enfin, la coupe de lubrification n'engendre pas de changement d'intégrité de surface pour les conditions de coupe optimales CL1 (Vc19 f0,1).

En conclusion, une coupe de lubrification peut en fonction des conditions accentuer les phénomènes thermiques et mécaniques lors de la coupe. De plus, aucune nouvelle anomalie en surface n'a été mise en évidence.

III.3.4.2 Influence des variations du contexte d'usinage sur l'intégrité de surface

Le plan d'expériences défini au Paragraphe II.2.3.2 permet de mettre en évidence l'influence de la dureté de la pièce, de l'émulsion et de la position de l'outil sur les critères d'intégrité de surface. Quatre conditions de coupe situées à l'intérieur et à l'extérieur du domaine d'intégrité de surface acceptable ont été testées. Le Tableau III.3.2 regroupe les valeurs des effets de chaque paramètre sur les critères d'intégrité de surface. Les effets prépondérants sur chaque critère sont repérés en gras et les signes donnent le sens de l'influence. Ainsi, la dureté et l'émulsion ont parfois un effet plus important que la vitesse de coupe.

Tableau III.3.2 : Effets des paramètres du plan d'expériences sur les critères d'intégrité de surface.

Paramètres	Effets des paramètres du plan d'expériences							
	Ra	Rz	Coefficient conicité	Epaisseur γ' dissous	Epaisseur γ' allongés	Hauteur Bavure	Epaisseur Bavure	t_1
Vc	0.25	3	-0.001	1.1	0	28	9	25
f	0.06	0	0.001	1.9	2.5	5	1	-1
Dureté	0.11	0	-0.003	-1.9	2.5	18	7.7	18
Position	0.1	-1	0	0.1	0	-5	-7.3	3
Emulsion	0.09	3	-0.001	-2.4	-5	3	-1.5	-6

Le pourcentage d'émulsion montre un effet prépondérant sur l'apparition de la couche de $\gamma'p$ dissous et allongés. Les couches dissoutes ont été observées uniquement sur les essais avec une émulsion à 7,5 %. Les explications les plus probables à ce phénomène pour un pourcentage d'émulsion élevé sont :

- une diminution des frottements dans la zone de coupe engendrant un échauffement moins important,
- une amélioration du refroidissement.

La différence de dureté induite par le traitement thermique influence aussi l'apparition de la couche de $\gamma'p$ dissous. Les traitements thermiques agissent sur la taille et la fraction volumique des phases durcissantes. L'hypothèse la plus probable pour expliquer l'influence de la dureté sur la couche de $\gamma'p$ dissous est une modification du comportement tribologique à l'interface outil-matière générant un échauffement plus important de la zone de coupe pour la dureté à 470 HV₃₀.

Une corrélation similaire a été mise en avant par Li [Li 2007] entre l'épaisseur de « couche blanche » obtenue en perçage et la dureté d'un acier ayant subi différents traitements thermiques (Figure III.1.9). En revanche, il montre que l'épaisseur augmente avec la dureté du matériau contrairement à notre cas.

L'influence de la dureté a aussi été mise en avant lors de l'analyse de l'intégrité de surface des essais COM et « cartographie ». La principale différence entre ces deux campagnes d'essais est la dureté de la matière mesurée à environ 470 HV₃₀ pour les essais COM et 500 HV₃₀ pour les essais « cartographie ». Ces essais ont permis de définir une vitesse de coupe critique au-delà de laquelle apparaît une couche $\gamma'p$ dissous, respectivement à 22 m/min et 25 m/min.

Le domaine d'intégrité de surface acceptable est donc plus restrictif (en vitesse de coupe) que celui des essais « Cartographie » (Figure III.3.15).

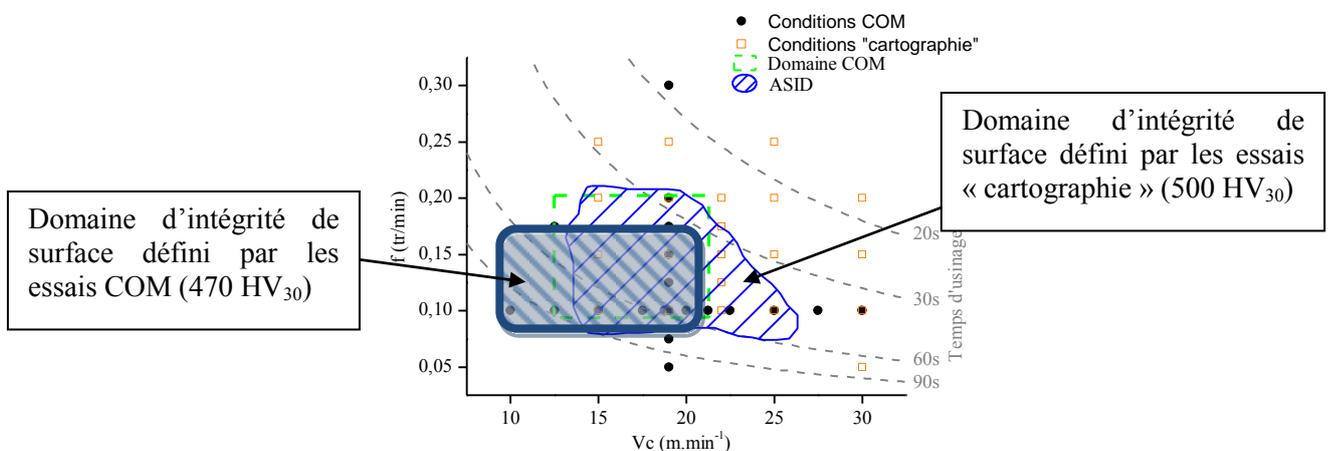


Figure III.3.15 : Déplacement du domaine d'intégrité de surface acceptable en fonction de la dureté pièce.

III.3.5 Discussion de l'évolution des anomalies en fonction des conditions de coupe

Ce paragraphe a permis de présenter l'influence des conditions d'usinage en mode « normal » et en mode « perturbé » sur les critères d'intégrité de surface. Dans un mode d'usinage « normal », le débit copeau et la vitesse de coupe ont un effet néfaste sur les couches thermo-mécaniquement affectées (γ' p dissous), l'écroutissage et engendrent des contraintes résiduelles de tension. Les critères caractérisant l'écroutissage du matériau sont aussi affectés par l'avance et l'usure de l'outil. Tous ces résultats sont en accord avec la littérature sur le perçage de l'Inconel[®] 718.

Les essais de variation du contexte d'usinage mettent en évidence un déplacement du domaine acceptable d'intégrité de surface. Les deux paramètres les plus influents sont le pourcentage d'émulsion et la dureté du matériau en raison de leur influence sur le couche de γ' p dissous. Ces résultats remettent en cause les méthodologies d'essais basées uniquement sur la variation des conditions de coupe pour définir des domaines de conditions acceptables.

III.4 INFLUENCE D'UNE COUCHE DE GRAINS ENCHASSES SUR LA TENUE EN FATIGUE

Une structure enchâssée (couche de γ' p allongés) est plus ou moins présente sur tout les essais effectués en perçage. Des études préliminaires ont mis en avant l'influence néfaste de la rugosité, des contraintes résiduelles de traction, des copeaux incrustés et des couches thermo-mécaniquement affectées sur la tenue en fatigue (paragraphe III.1.5). Par contre, il existe peu de données concernant l'influence d'une couche de grains enchâssés générée par l'usinage sur la tenue en fatigue des pièces.

Une campagne d'essais de fatigue en flexion rotative a donc été mise en place. Ces essais ont la particularité d'accentuer l'influence des défauts de surface. La structure enchâssée en sous-couche (sans couche de γ' p dissous) est générée par une opération de tournage sur des éprouvettes d'essai.

L'étude s'est déroulée en trois phases :

1. Reproduction sur des éprouvettes tournées, de structures enchâssées proches de celles observées en perçage.
2. Détermination du comportement de l'éprouvette de référence (usinée + polie).
3. Quantification de l'impact de différentes structures enchâssées sur la tenue en fatigue du matériau.

III.4.1 Dispositif expérimental

L'éprouvette d'essais est une éprouvette normalisée de forme toroïdale. Elle a une longueur totale de 60 mm et un diamètre minimal de fût de $3 \pm 0,2$ mm (Figure III.4.1). Le choix du diamètre a été déterminé en fonction de la charge maximale que nous pouvons appliquer sur la machine. Les essais ont été effectués à 20°C avec une fréquence de rotation de 50 Hz (signal sinusoïdale et ratio $R = -1$). Le schéma de principe de la machine d'essai est présenté sur la Figure III.4.2.



Figure III.4.1 : Eprouvette utilisée pour les essais de fatigue en flexion rotative.

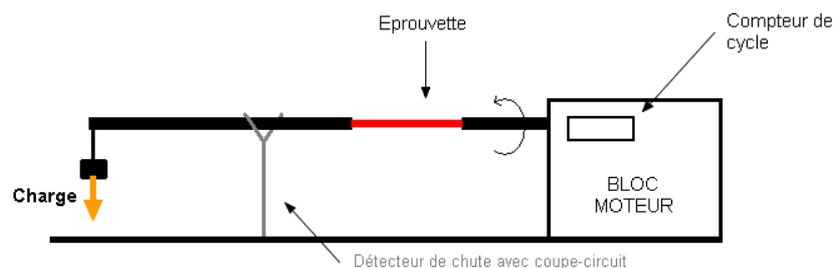


Figure III.4.2 : Schéma de principe de la machine d'essais de fatigue en flexion rotative.

III.4.2 Recherche et choix des conditions d'usinage pour générer les anomalies sur les éprouvettes

Trois séries d'essais ont été menées afin de déterminer les conditions d'usinage (Tableau III.4.1) permettant de reproduire une structure enchâssée proche de celle observée dans les perçages. Les critères relevés afin de caractériser la structure enchâssée générée par l'usinage sont les mêmes que ceux choisis pour le perçage : l'épaisseur et l'angle des grains enchâssés, le paramètre t_1 en micro-dureté et les contraintes résiduelles.

La principale difficulté de cette étude est de générer, sur une éprouvette de diamètre 3 mm, une structure enchâssée en tournage proche de ce que nous pouvons observer sur les essais de perçage. De plus, la vitesse de coupe est limitée à 35 m/min par le diamètre de l'éprouvette (\varnothing 3 mm) et la vitesse de rotation de la machine (3000 tr/min). Des éprouvettes ont été usinées avec des plaquettes usées, mais cette condition ne s'est pas révélée significative. De plus, pour des raisons de répétitivité, nous avons choisi de toujours utiliser des plaquettes neuves.

Tableau III.4.1 : Conditions d'usinage testées pour reproduire une structure enchâssée sur les éprouvettes de fatigue.

Vitesse de coupe	5, 35 (m/min)			
Avance f	0,01 - 0,2 (mm/tr)			
Type d'usinage	Plaquette de finition CP200	Plaquette d'ébauche	Plaquette d'ébauche retouchée à -5°	Sens de rotation inversé, usinage avec la dépouille

Les épaisseurs de structure enchâssée les plus importantes, ont été obtenues avec deux combinaisons de paramètres :

- avec une vitesse de coupe faible (5 m/min), une forte avance (0,2 mm/tr) et une plaquette ayant très peu de coupe (Plaquette d'ébauche retouchée à -5°).
- en inversant le sens de rotation afin de repousser la matière avec la dépouille d'une plaquette. Dans ces conditions, les vitesses de coupe ont été choisies à 35 m/min, f à 0,01 mm/tr et la prise de passe à 0,1 mm afin de ne pas générer de couche de γ' dissous.

III.4.3 Anomalies générées et plan d'essais

La première phase de l'étude a permis de générer une structure enchâssée (Figure III.2.12) d'environ 20 μm dans deux cas : lors de l'usinage avec une plaquette d'ébauche retouchée à -5° et lors de l'usinage avec la dépouille d'une plaquette. Cependant, les rugosités générées par ces deux types d'usinage sont respectivement $R_a \approx 2$ et 0,2 μm .

Nous avons donc constitué un plan d'expériences composé de ces deux rugosités et de deux épaisseurs de structure enchâssée (≈ 5 et 20 μm). Les éprouvettes sans écrouissage (≈ 5 μm) sont générées à l'aide de conditions usuelles de coupe pour cet alliage (V_c 35 m/min) avec la plaquette

CP200 et les deux rugosités en changeant l'avance (0,01 et 0,2 mm/tr). L'état de référence est obtenu par un usinage avec les conditions de coupe (V_c 35 f 0,1) puis par polissage ExtrudeHone.

Le Tableau III.4.2 regroupe les conditions d'usinage de chaque type d'éprouvette, ainsi que les valeurs moyennes et écarts types des critères d'intégrité de surface relevées sur les fûts des éprouvettes testées (7 éprouvettes par condition).

Tableau III.4.2 : Résultats d'intégrité de surface moyens mesurés sur les éprouvettes de fatigue.

Conditions d'usinage des éprouvettes				Rugosité (μm)		Géométrie structure enchâssée		Micro-dureté ($\text{HV}_{0,1} \pm 15\text{HV}$)	Contraintes résiduelles direction axiale
Type d'essais	V_c (m/min)	f (mm/tr)	Type d'essais	Ra	Rz	Epaisseur (μm)	Angle ($^\circ$)	Paramètre t1	σ (MPa)
Référence	35	0,1	Eprouvette polie	0,13 $\pm 0,03$	0,7 $\pm 0,15$	< 2	90	9 ± 4	-377 ± 21
Faible écrouissage Faible Ra	35	0,01	Plaquette CP200	0,19 $\pm 0,06$	1,2 $\pm 0,23$	9 ± 3	39 ± 10	9 ± 5	-556 ± 187
Faible écrouissage Fort Ra	35	0,2	Plaquette CP200	1,43 $\pm 0,2$	6,5 $\pm 0,95$	12 ± 5	27 ± 8	12 ± 3	548 ± 53
Fort écrouissage Faible Ra	35	0,01	Sens de rotation inversé	0,23 $\pm 0,02$	1,6 $\pm 0,12$	20 ± 6	14 ± 3	60 ± 5	-1009 ± 394
Fort écrouissage Fort Ra	5	0,2	Plaquette d'ébauche retouchée à -5°	2,2 $\pm 0,74$	8,7 $\pm 1,97$	24 ± 3	19 ± 8	65 ± 7	-340 ± 92

Les structures enchâssées générées, s'accompagnent de contraintes résiduelles et d'un écrouissage en sous couche. Les contraintes résiduelles circonférentielles ne sont pas présentées car ces éprouvettes sont principalement sollicitées suivant la direction axiale.

Les contraintes résiduelles axiales sont de traction, uniquement pour les éprouvettes faible écrouissage/fort Ra. Les niveaux de contraintes des conditions référence, faible écrouissage/faible Ra et fort écrouissage/fort Ra sont équivalents et légèrement en compression. Enfin, la condition fort écrouissage/ faible Ra généré par un usinage en inversant le sens de rotation est fortement mise en compression.

Les valeurs du paramètre t1 montrent une profondeur affectée par l'écrouissage en sous couche similaire pour les deux conditions avec fort écrouissage. La dureté redescend au niveau de la dureté à cœur à environ 150-200 μm de profondeur.

Les analyses métallurgiques montrent des dispersions importantes traduisant ainsi les difficultés à reproduire des structures d'usinage avec les mêmes caractéristiques.

III.4.4 Résultats de l'étude

La Figure III.4.3 présente les courbes de Wöhler obtenues pour chaque condition d'usinage. Les courbes de Wöhler montrent que les paramètres testés ont bien une influence importante sur la tenue en fatigue des éprouvettes. Il est probable que le choix des essais de flexion rotative (solicitation de la peau de l'éprouvette) et de la température d'essais à 20°C (pas d'effet de relaxation des contraintes résiduelles) ait accentué l'influence des différents usinages.

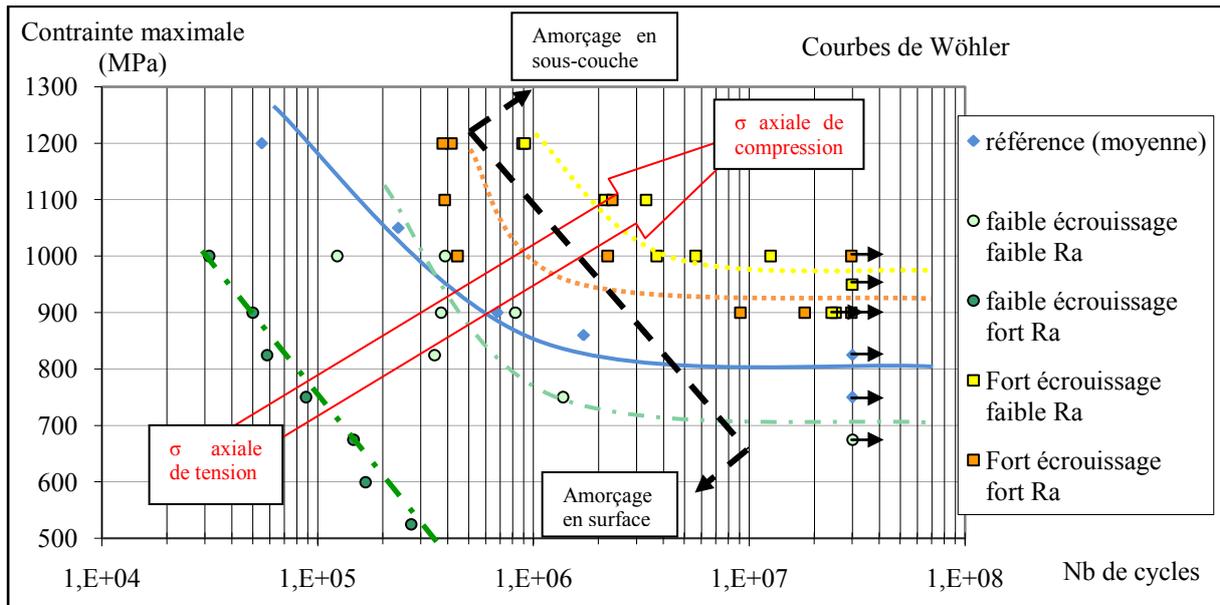


Figure III.4.3 : Résultats des essais de fatigue en flexion rotative (fréquence 50 Hz, 20°C).

D'après la Figure III.4.3, bien que la différence entre les niveaux de rugosité soit d'un facteur dix alors qu'elle n'est que d'un facteur deux entre les niveaux d'épaisseur enchâssée, l'effet engendré par l'écrouissage du matériau est supérieur à celui de la rugosité. A ceci s'ajoute une sollicitation plus importante en surface de l'éprouvette devant favoriser l'effet de la rugosité. Bien entendu, les contraintes résiduelles axiales des éprouvettes sont très différentes et permettent d'expliquer en partie la répartition des courbes (flèche rouge sur la Figure III.4.3).

Cependant, la condition avec un fort écrouissage/fort Ra, la condition référence et la condition faible écrouissage/faible Ra présentent des niveaux de contraintes résiduelles axiales similaires, ce qui permet de mettre en avant un effet bénéfique de l'écrouissage même avec une rugosité importante.

La Figure III.4.4 présente les faciès de rupture type obtenus sur les éprouvettes de fatigue. Trois types d'amorçages sont définis : en surface multiple, en surface simple et en sous-couche (stade I). Les flèches rouges représentent les zones d'amorçage.

Les éprouvettes de référence et celles avec un faible écrouissage/faible Ra (Figure III.4.4.a) présentent un seul point d'amorçage en surface. Les éprouvettes avec faible écrouissage/fort Ra (Figure III.4.4.b) ont plusieurs zones d'amorçage en surface. En revanche, les éprouvettes avec un fort écrouissage/fort Ra peuvent présenter un amorçage en surface (Figure III.4.4.a) ou en sous-couche

(Figure III.4.4.c). Enfin, les éprouvettes avec fort écrouissage/faible Ra montrent toutes une zone d'amorçage située à 150 et 250 μm à l'intérieur de l'éprouvette (Figure III.4.4.c). Une ligne de transition entre l'amorçage en surface et en sous-couche est représentée sur la Figure III.4.3.

Des amorçages en sous-couche similaires ont été obtenus par Wagner [Wagner 1999] sur des éprouvettes de flexion rotative grenillées en alliage de titane (Ti6Al7Nb). Il attribue la position de la zone d'amorçage au pic de contrainte résiduelle de traction présent en sous-couche (Figure III.1.11). Montrant ainsi un lien prépondérant de la durée de vie en fatigue avec les contraintes résiduelles de tension. Ce résultat est d'autant plus surprenant que la contrainte maximale de sollicitation est située sur la surface de l'éprouvette.

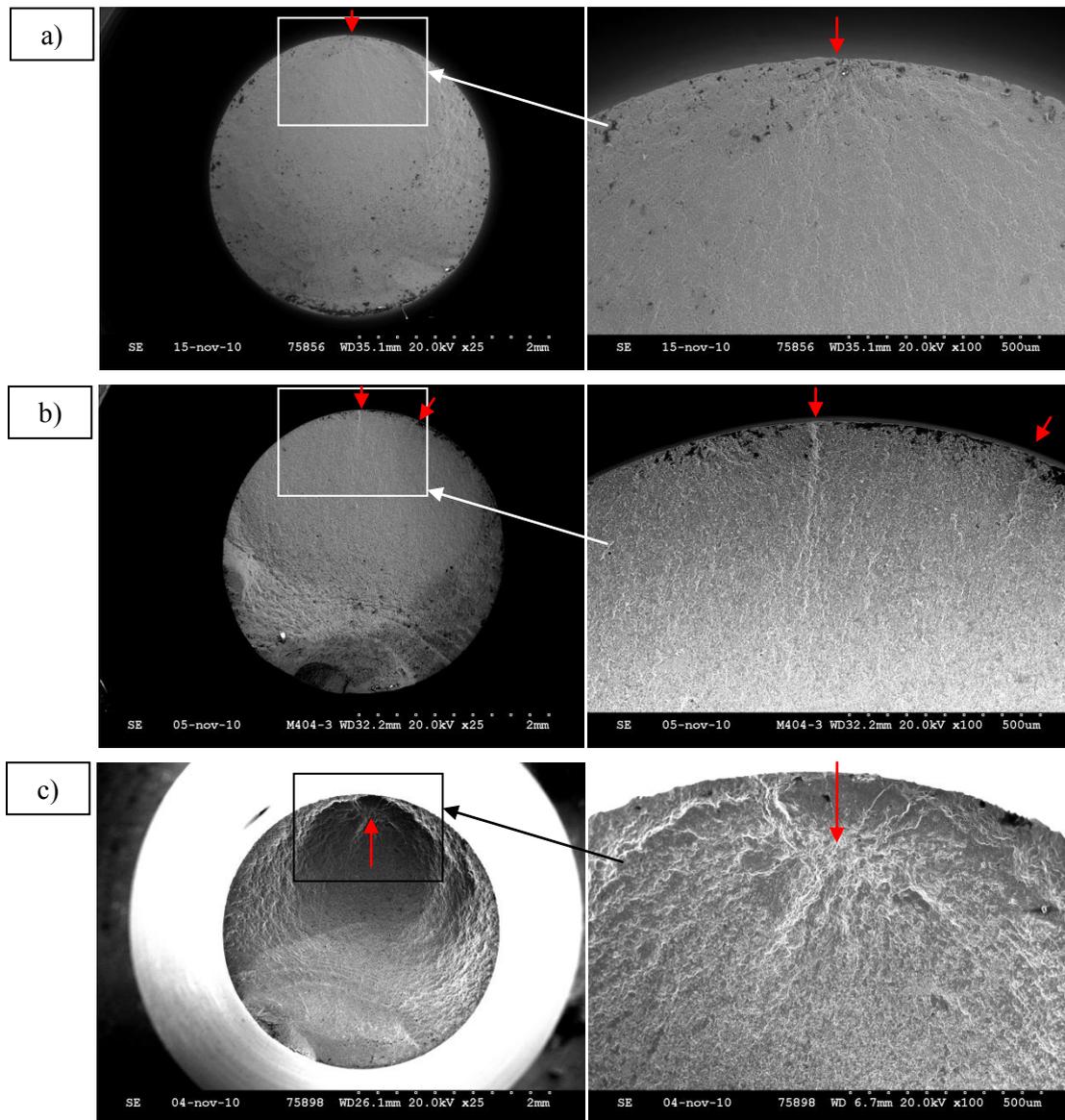


Figure III.4.4 : Faciès de rupture des éprouvettes de flexion rotative : (a) amorçage en surface, (b) amorçage multiple en surface (c) amorçage en sous couche (stade I).

III.4.5 Discussion des résultats de fatigue

Les résultats de fatigue présentent une forte dispersion probablement due aux à la mauvaise reproductibilité des structures générées en usinage. Le Tableau III.4.2 montre des écarts types relativement importants sur la rugosité, l'écroissage et les contraintes résiduelles. Etant donné que ces trois paramètres ont tous une influence sur la tenue en fatigue, il n'est pas étonnant de retrouver la dispersion sur les durées de vie.

D'après Novovic et Wagner, il existe une frontière entre l'amorçage en surface dû à la rugosité et l'amorçage en sous-couche provoqué par le pic de contrainte résiduelle de traction. Il est probable que la condition fort écroissage/fort Ra se situe près de cette frontière (matérialisé par la ligne noire sur la Figure III.4.3). Par exemple, pour les éprouvettes fort écroissage/fort Ra sollicitées à 1000 et 1100 MPa, ayant rompu à un faible nombre de cycle, la zone d'amorçage se situe en extrême surface, alors que celles qui ont rompu après un grand nombre de cycles ont une zone d'amorçage légèrement en sous-couche.

En conclusion, bien que les conditions d'usinage pour générer ces anomalies ne soient pas « conventionnelles », et que les intégrités de surface générées soient différentes de celles générées en perçage, ces essais montrent un effet bénéfique de l'écroissage (avec contraintes résiduelles de compression) sur la tenue en fatigue.

CONCLUSION SUR L'INTEGRITE DE SURFACE

Ce chapitre présente tout d'abord une caractérisation de l'intégrité de surface pour le perçage dans l'Udimet® 720. Cette caractérisation met en avant la nécessité de définir les anomalies d'usinage pour le matériau en fonction des moyens de mesure. L'absence de normalisation dans ce domaine, nous oblige à rechercher des critères permettant de décrire au mieux les anomalies. Ainsi, un critère permettant de modéliser le profil de micro-dureté à l'aide d'un seul paramètre (t_1) a été mis en place.

La deuxième problématique liée à la caractérisation de l'intégrité de surface par rapport à un usinage est la zone et la direction de mesure. Pour cela deux approches (locales et globales) ont été mise en place afin de relever les valeurs de critères d'intégrité de surface.

Dans un deuxième temps, l'influence des conditions de coupe sur l'intégrité de surface a été évaluée pour les contextes d'usinage « normal » et « perturbé ». L'étude du mode « normal » d'usinage a mis en avant l'influence du débit copeau et de la vitesse de coupe sur l'épaisseur des couches de $\gamma'p$ dissous, l'écrouissage et les contraintes résiduelles. L'écrouissage est aussi affecté par l'avance et l'usure de l'outil. L'analyse des évolutions de chaque anomalie a permis de confirmer les associations telles que l'étalement de matière avec la couche de $\gamma'p$ dissous et les contraintes résiduelles de traction.

L'établissement d'un domaine d'intégrité de surface acceptable à partir des exigences des motoristes aéronautiques européens montre que l'usure en dépouille de l'outil n'est pas adaptée pour définir ce domaine. Enfin, cette évaluation a permis d'établir une modélisation de l'intégrité de surface par les conditions de coupe mais qui s'est révélée peu fiable au regard des exigences industrielles.

Les perturbations d'usinage ont des influences significatives voire supérieures aux conditions de coupe sur l'intégrité de surface. Ainsi les coupures de lubrification ont générées une augmentation de la taille des anomalies d'usinage en sous-couche. De même, la dureté de la pièce et le pourcentage d'émulsion ont une influence majeure sur l'apparition d'une couche de $\gamma'p$ dissous. Ces derniers résultats remettent en cause les méthodologies d'essais uniquement basées sur la variation des paramètres de coupe.

Enfin, une étude a mis en avant l'effet bénéfique d'une structure enchâssée (avec contraintes résiduelles de compression) sur la tenue en fatigue en flexion rotative de l'Udimet® 720. Elle a aussi permis de confirmer l'effet néfaste des contraintes résiduelles de traction qui sont associées dans les perçages aux couches de $\gamma'p$ dissous.

Dans le chapitre V une attention particulière sera portée sur les couches thermo-mécaniquement affectée ($\gamma'p$ dissous) et l'écrouissage (épaisseur enchâssée et paramètre t_1) en raison de leurs influences sur la tenue en fatigue.

IV. Analyse des signaux

Introduction	100
IV.1 Etat de l'art de la surveillance en usinage	101
IV.1.1 Systèmes de mesure.....	101
IV.1.1.1 Mesure de puissance et de courant.....	101
IV.1.1.2 Mesure d'efforts.....	102
IV.1.1.3 Mesure de vibrations par accéléromètres.....	103
IV.1.1.4 Autres types de mesures.....	104
IV.1.2 Traitement des signaux.....	105
IV.1.2.1 Analyse temporelle.....	105
IV.1.2.2 Analyse fréquentielle.....	106
IV.1.3 Influence des conditions d'usinage sur les signaux.....	107
IV.1.4 Synthèse de l'état de l'art des moyens de surveillance d'usinage.....	108
IV.2 Caractérisation des signaux enregistrés.....	109
IV.2.1 Choix et caractéristiques des capteurs utilisés.....	109
IV.2.2 Traitement des signaux enregistrés.....	110
IV.2.2.1 Analyse temporelle des signaux de perçage.....	110
IV.2.2.2 Analyse fréquentielle des signaux de perçage.....	112
IV.2.2.3 Corrélation entre les pics fréquents mesurés.....	116
IV.2.3 Liste des critères choisis.....	117
IV.2.4 Synthèse sur la caractérisation des signaux.....	119
IV.3 Relations conditions de coupe – usure – signaux	120
IV.3.1 Influence des conditions de coupe sur les signaux.....	120
IV.3.1.1 Approche globale.....	120
IV.3.1.2 Etablissement des seuils sur les signaux correspondant à une rupture de l'outil.....	125
IV.3.1.3 Approche locale.....	126
IV.3.2 Influences des conditions perturbées sur les signaux.....	127
IV.3.2.1 Influence des coupures de lubrification.....	127
IV.3.2.2 Influence des variations du contexte d'usinage.....	129
IV.3.3 Synthèse de l'influence des conditions d'usinage sur les signaux.....	131
Conclusion	132

INTRODUCTION

La surveillance d'usinage est une solution envisagée par les motoristes aéronautiques afin de mieux contrôler l'intégrité de surface des pièces critiques. Il existe une multitude de systèmes de mesure et de traitement des signaux, dont le choix conditionne la pertinence de l'anticipation ou de la détection d'aléas d'usinage.

Par analogie avec le chapitre III, l'objectif de cette partie est de caractériser les signaux enregistrés lors des perçages, par des critères, en vue de les corrélérer avec les critères d'intégrité de surface définis précédemment.

Tout d'abord, un état de l'art concernant les moyens de surveillance d'usinage, les méthodes de traitement des signaux et l'influence des paramètres de coupe sur les signaux sera présenté. Ensuite, une caractérisation des signaux enregistrés au cours des essais sera proposée via une analyse temporelle et fréquentielle. Cette étude permettra de définir les critères et les méthodes utilisées. Enfin, l'influence des paramètres d'usinage, en mode « normal » et « perturbé », sur les signaux sera analysée.

IV.1 ETAT DE L'ART DE LA SURVEILLANCE EN USINAGE

De nombreuses études traitent de l'instrumentation des machines outils à l'aide de capteurs dans le but de contrôler les opérations d'usinage. Les articles suivants [Tlusty 1983] [Byrne 1995] [Dimla 2000] [Jantunen 2002] [Teti 2010] dressent un état des avancées dans le domaine de la surveillance d'usinage depuis les années 80 jusqu'à aujourd'hui. Ces articles présentent dans un premier temps un état des lieux des capteurs disponibles, puis un recueil des méthodes de traitement des signaux et des exemples d'applications. Nous limiterons notre analyse dans ce chapitre aux influences des conditions de coupe sur les signaux. L'application de la surveillance d'usinage sera approfondie dans le Chapitre V.

IV.1.1 Systèmes de mesure

Il existe deux familles de capteurs (Figure IV.1.1). Les mesures directes (souvent proches de la zone de coupe) rendent compte des grandeurs physiques liées à la coupe et les mesures indirectes (souvent éloignées de la zone de coupe) mesurent des grandeurs physiques d'un élément du système interagissant sur la coupe. Par exemple, la mesure de puissance consommée par la broche peut être considérée comme une mesure indirecte des efforts de coupe.

Les grandeurs physiques les plus couramment utilisées sont :

- les efforts et/ou contraintes,
- la puissance et le courant des broches ou des moteurs d'entraînement,
- le déplacement statique ou mesure de vibrations,
- les émissions acoustiques,
- la température.

Chaque type de mesure est détaillé ci-après.

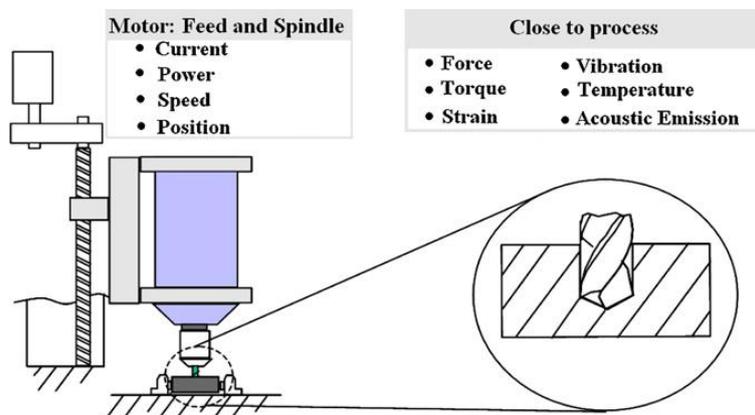


Figure IV.1.1 : Représentation des types de capteur utilisés pour la surveillance d'usinage et leurs localisations [Teti 2010].

IV.1.1.1 Mesure de puissance et de courant

Les moteurs de broche ou d'entraînement génèrent les puissances et les couples nécessaires à la coupe. Par la mesure de ces grandeurs, il est donc possible de remonter aux efforts de coupe. Deux types de système existent : des capteurs rapportés (wattmètres) mesurant la puissance entre le variateur et le moteur, ou des systèmes intégrés à la commande numérique qui enregistrent les signaux de puissance et de courant issus des variateurs.

Le principal avantage de ces dispositifs de mesure est leur indépendance vis à vis du contexte d'usinage. De plus, ce sont des systèmes peu onéreux et relativement simples à mettre en œuvre. Toutefois, plusieurs inconvénients sont inhérents à ce type de mesure :

- plus la puissance d'un moteur est élevée, plus le signal sera bruité nuisant ainsi à la sensibilité de la mesure pour les faibles puissances de coupe,
- la mesure de la puissance de la broche ne permet pas de donner la direction des efforts de coupe,
- la consommation de puissance interne du moteur est influencée par sa température,
- la mesure est influencée par l'état d'entretien du moteur,
- les caractéristiques dynamiques de la boucle d'asservissement déterminent la bande passante de la mesure de puissance [Kim 1996]. Cette bande passante est limitée à environ 100-500 Hz en fonction des moteurs utilisés [Jeong 2002], ce qui engendre une perte d'informations importante pour les opérations à grandes vitesses.

Des traitements du signal ou des analyses de la boucle d'asservissement du moteur permettent de réduire ces inconvénients [Li 1999] [Axinte 2004] [Peña 2005].

D'une manière générale, et comme défini par Teti [Teti 2010], l'exploitation des signaux de puissance pour la surveillance d'usinage nécessite une parfaite compréhension de la relation entre l'effort et la puissance mesurée. Il en est de même entre le couple et le courant mesuré [Jantunen 2002] (Figure IV.1.2).

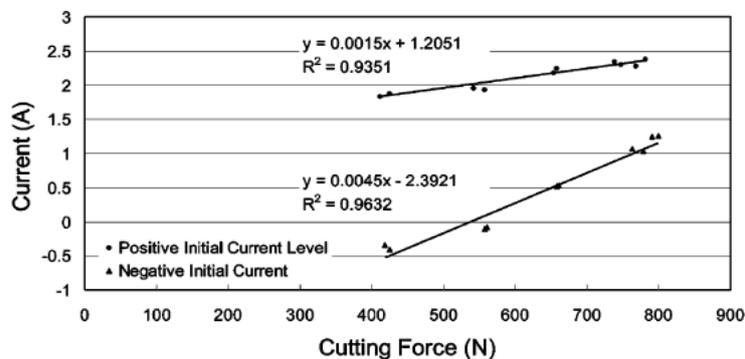


Figure IV.1.2 : Relation entre la composante statique du courant de broche et de l'effort filtré à la fréquence de dent pour le fraisage dans un alliage d'aluminium AA 2024 T6 [Jeong 2002]

IV.1.1.2 Mesure d'efforts

La mesure d'efforts est l'un des systèmes les plus utilisés par les chercheurs pour la surveillance d'usinage [Teti 2010]. Les deux principales technologies de capteur sont : les piézoélectriques et les jauges de contrainte. Ces deux technologies mesurent la déformation d'un élément soumis aux efforts de coupe. Il est donc nécessaire d'ajouter cet élément déformable au système Machine-Outil-Pièce. Dans certains cas, la déformation de l'outil ou de la machine est utilisée pour effectuer la mesure. De même, il existe d'autres types de capteurs d'efforts, qui utilisent les propriétés magnétiques des matériaux afin de mesurer les déformations de l'outil [Teti 2010].

Les avantages de ces systèmes de mesure d'efforts sont leur sensibilité (< 1 N), leur plage de fréquence d'acquisition (environ 0-20 kHz) et la possibilité de déterminer les composantes de l'effort de coupe selon la direction. Par exemple, un capteur à six composantes (trois efforts et trois moments) a permis à Laporte [Laporte 2005] de modéliser le déplacement d'un foret durant une opération de perçage et ainsi anticiper les défauts de dimensionnement du trou percé.

Ces capteurs sont actuellement les plus performants pour la surveillance d'usinage et font souvent offices de référence pour tester d'autres capteurs, mais leur application est peu adaptée à un milieu industriel pour de multiples raisons : coût élevé (20000 à 50000 euros), sensibilité aux chocs importante et risque de perturbation du montage d'usinage (introduction d'un élément « déformable » dans le système).

IV.1.1.3 Mesure de vibrations par accéléromètres

Les mesures de vibrations sont très largement étudiées du fait de l'impact direct de ces phénomènes sur l'état de surface des pièces [Seguy 2008]. Généralement, les capteurs utilisés pour mesurer les vibrations sont des accéléromètres le plus souvent composés de piézoélectriques. La mesure correspond à la réponse dynamique du système Machine-Outil-Pièce, subissant une excitation périodique par la coupe.

Les principaux avantages de ces mesures sont la compacité des capteurs, leur sensibilité et la plage de mesure (1 à 20 kHz). Ainsi, Abu-Mahfouz [Abu-Mahfouz 2003] et Abouelatta [Abouelatta 2001] utilisent l'analyse de signaux vibratoires et les paramètres de coupe comme unique source d'information du processus d'usinage pour le contrôle d'usure de forets hélicoïdaux et la prédiction de l'état de surface.

Par contre, les limites de ces capteurs sont l'exploitation délicate des signaux (en particulier dans le domaine fréquentiel) et leur sensibilité aux perturbations extérieures à la coupe.

IV.1.1.4 Autres types de mesures

IV.1.1.4.1 Mesure de déplacement

La mesure de déplacement a été implémentée dans de nombreux contextes avec des capteurs sans contact installés autour de l'outil, de la broche ou de la machine [Byrne 1995]. C'est en théorie un bon moyen de contrôle de l'usinage car il est représentatif des efforts de coupe et propose une alternative aux accéléromètres pour la mesure de vibrations, mais les perturbations générées par les copeaux et la lubrification rendent sa mise en œuvre très complexe.

Cependant, cette mesure sans contact permet de ne pas interférer dans le système d'usinage (contrairement aux efforts) et de bons résultats ont été obtenus concernant la modélisation de l'état de surface en fraisage [Chang 2007] [Moreau 2010]. De même, Wehbe [Wehbe 2010] a utilisé des caméras CCD et la stéréo-corrélation d'images afin de mesurer les déplacements d'une paroi mince en fraisage.

IV.1.1.4.2 Mesure d'émissions acoustiques

Les mesures d'émissions acoustiques sont basées sur le même principe de fonctionnement que les accéléromètres et utilisent aussi majoritairement des piézoélectriques, mais la plage de mesure fréquentielle est beaucoup plus importante (100 kHz à 1000 kHz).

Les capteurs d'émissions acoustiques sont sensibles au positionnement comme les accéléromètres. Il faut donc les placer de façon à ce que la distance entre la coupe et le capteur soit toujours identique afin de comparer deux enregistrements. Axinte [Axinte 2004] montre que les émissions acoustiques sont capables de détecter des micro-anomalies de surface dans le cas du brochage du Ti6Al4V et de l'Inconel[®] 718.

IV.1.1.4.3 Mesure de température

Il existe de très nombreux systèmes de mesure de température : thermocouples, thermistances, fibre optique, caméra infrarouge, etc... Cependant, la difficulté de mise en œuvre et l'inertie de ces mesures, font qu'elles restent marginales et principalement utilisées en laboratoire. En outre, le coût des outils instrumentés par des thermocouples est multiplié par dix et la présence de lubrification perturbe la mesure.

La mesure de température lors de la coupe peut être très utile pour la compréhension de l'usure ou de l'intégrité de surface. Par exemple, Bonnet [Bonnet 2009] par l'utilisation de thermocouples insérés dans l'outil (système Actarus), montre que le revêtement n'a pas d'influence sur le phénomène d'adhésion du Titane lors du perçage du Ti6Al4V. Marinescu [Marinescu 2009] indique qu'il n'y a pas de corrélation entre les efforts et les températures mesurés en perçage. Il a même noté que durant l'essai donnant les efforts et le couple les plus importants, la température mesurée était la plus basse.

La grande majorité des études traitant de la surveillance d'usinage utilisent plusieurs capteurs afin de recouper les informations et couvrir un plus grand domaine physique [Axinte 2003] [Azouzi 1997] [Dimla 2000a]. L'utilisation de différents capteurs nécessite un traitement du signal adapté à chaque capteur.

IV.1.2 Traitement des signaux

Le traitement des signaux comprend toutes les méthodes permettant d'extraire un maximum d'informations des signaux enregistrés pour une application donnée (Figure IV.1.3). Ces traitements peuvent être de deux sortes : temporelle et fréquentielle [Jantunen 2002] [Teti 2010].

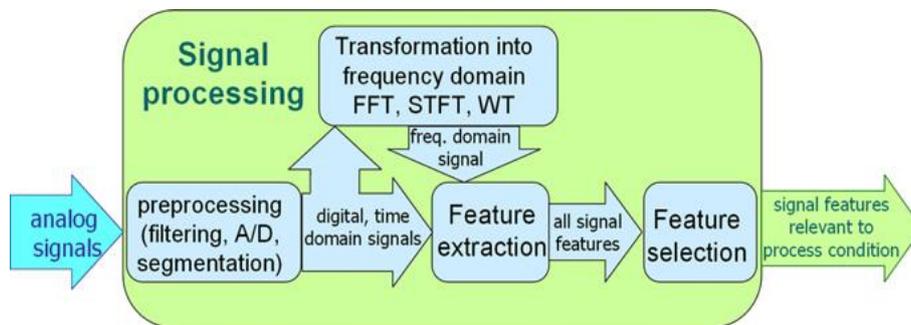


Figure IV.1.3 : Schéma logique du traitement d'un signal [Teti 2010].

IV.1.2.1 Analyse temporelle

L'analyse temporelle des signaux consiste à caractériser leur évolution en fonction du temps. Cette analyse nécessite souvent un filtrage des signaux bruts, afin d'effectuer une lecture « claire » des signaux. Dans un premier temps, les signaux sont filtrés afin de séparer la partie « statique » et la partie « dynamique » (semi-dynamique et dynamique) [Radhakrishnan 1981]. La séparation des deux composantes (statiques et dynamiques) du signal est réalisée par un filtrage fréquentiel passe-bas pour la statique et passe-haut pour la dynamique, avec une fréquence de coupure en dessous de la fréquence de rotation. La Figure IV.1.4 présente l'évolution de la partie statique du signal de couple pour un perçage avec un foret émoussé [Ertunc 2004]. Ce signal met en avant les différentes phases du perçage (entrée-pleine matière-sortie).

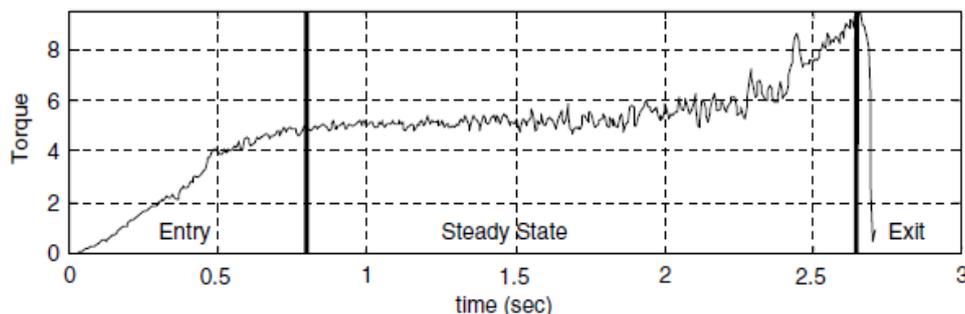


Figure IV.1.4 : Exemple de signal de couple après filtrage (passe-bas) pour une opération de perçage dans un acier [Ertunc 2004].

De nombreux critères permettent de caractériser chaque composante du signal. Les critères les plus utilisés sont présentés ci-dessous :

- Composante statique : moyenne arithmétique, valeur maximale, aire sous la courbe, dérivée (dx/dt), etc...
- Composante dynamique : écart-type, moyenne quadratique (RMS), Skewness, Kurtosis, etc...

La moyenne quadratique (RMS) correspond à la racine carrée de la somme des carrés de la moyenne arithmétique et de l'écart-type. Le Skewness (Sk) et le Kurtosis (Ku) sont respectivement les facteurs d'asymétrie et d'aplatissement d'une distribution (Figure IV.1.5). Ils sont utilisés pour caractériser les signaux de surveillance depuis les années 90 [Jemielniak 1998]. On retrouve ces critères pour des profils de rugosité dans la norme ISO4287 [ISO4287 1998] dont est extraite l'illustration.

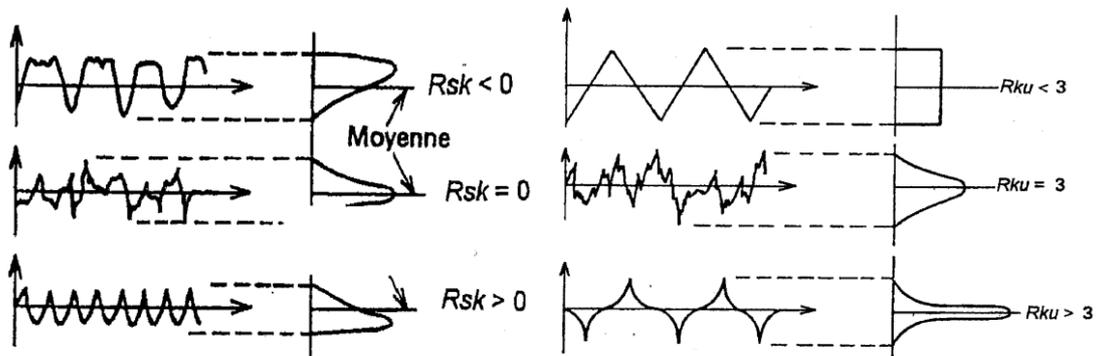


Figure IV.1.5 : Représentation des facteurs (a) Skewness et (b) Kurtosis pour un profil de rugosité [ISO4287 1998].

Radhakrishnan dans son étude sur le perçage d'un composite [Radhakrishnan 1981], décompose le signal en trois composantes : statique, semi-dynamique et dynamique. Il apparaît donc nécessaire d'effectuer une analyse fréquentielle afin de cibler certaines fréquences (fréquence de rotation, coup de dent) et ainsi améliorer la pertinence des critères.

Qui plus est, Jantunen [Jantunen 2002] dans son article sur le contrôle de l'usure outil par la surveillance d'usinage conclut que le signal temporel d'effort n'est pas très adapté à la mesure de cette usure, par rapport à une analyse fréquentielle. Cette conclusion est aussi partagée par Abu-Mahfouz [Abu-Mahfouz 2003] et Dimla [Dimla 2000a].

IV.1.2.2 Analyse fréquentielle

L'analyse fréquentielle d'un signal permet de déterminer les principales fréquences qui composent ce signal. L'intérêt de cette analyse est qu'elle permet de visualiser des changements dans le signal qui pourraient être masqués dans une analyse temporelle. Il existe plusieurs outils d'analyse

fréquentielle : le plus connu est la transformation en séries de Fourier FFT (Fast Fourier Transform), qui permet de décomposer l'amplitude du signal en fonction de ses fréquences. La Figure IV.1.6.a montre l'augmentation d'un pic de fréquence (vers 10 kHz) en fonction de l'usure de l'outil pour le tournage d'un acier [Dimla 2000a]. Une représentation courante des FFT est le diagramme temps-fréquence (Figure IV.1.6.b) réalisé à l'aide de la fonction nommée STFT (Short Time Fourier Transform), qui donne l'amplitude du signal en fonction du temps et des fréquences [Dimla 2000a]. La STFT est une succession de FFT sur des intervalles de temps relativement courts et juxtaposés sur toute la durée du signal. Plusieurs grandeurs peuvent être calculées à partir d'une FFT comme : l'amplitude, la puissance, la phase, la partie réelle du signal, etc.

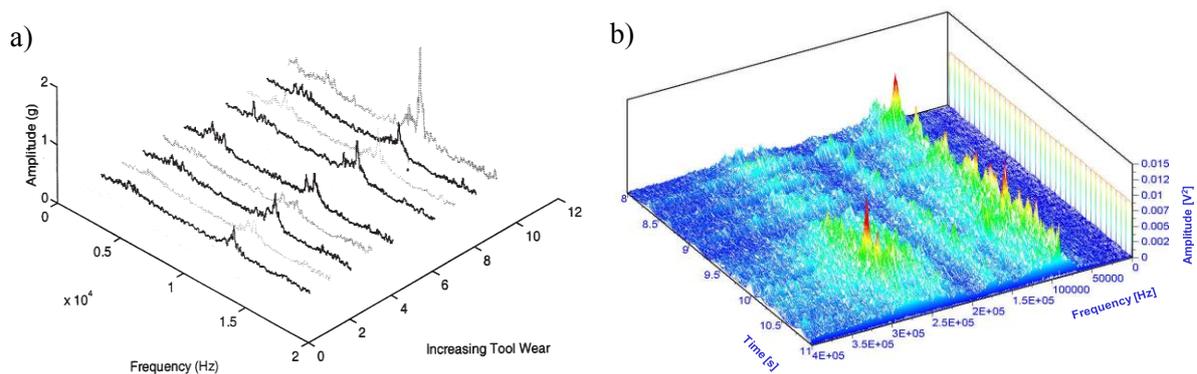


Figure IV.1.6 : (a) Diagramme Usure-Fréquence-Amplitude du signal d'un accéléromètre [Dimla 2000a] et (b) Diagramme Temps-Fréquence-Amplitude d'un signal d'émissions acoustiques (ManHIRP).

Deux autres outils d'analyse fréquentielle, dérivés des FFT, sont couramment utilisés pour traiter les signaux de surveillance d'usinage : la transformation en ondelettes WT (Wavelet Transform) et la transformation de Hilbert-Huang HHT (Hilbert-Huang Transform). La WT utilise les harmoniques des fréquences afin d'identifier des paquets de fréquences. Deux types de WT existent : la Discrete Wavelet Transform et la Wavelet Packet Transform. La HHT est une méthode semi-empirique qui utilise l'analyse spectrale de Hilbert (HSA) afin de décomposer le signal en signaux mono-composante, en supprimant les harmoniques [Kalvoda 2010]. Ces méthodes basées sur les harmoniques permettent en quelque sorte de réaliser un filtrage afin de simplifier les signaux et leur analyse.

IV.1.3 Influence des conditions d'usinage sur les signaux

L'influence des conditions de coupe sur les signaux ne fait pas l'objet d'une quantité importante d'études par la communauté scientifique car les signaux sont des moyens de contrôle ou d'analyse et non l'objectif final de ces études. Cependant, des tendances ont été mises en avant. Ainsi, Perrin [Perrin 2007] dresse un tableau des influences des paramètres de coupe et de l'élévation de température pour le perçage dans le plein sur les signaux d'effort et de coupe (Tableau IV.1.1). En général, l'augmentation des paramètres de coupe va générer une augmentation des efforts et du couple. D'après Dimla [Dimla 2000a], la valeur statique des efforts de coupe est principalement dépendante de

l'avance et de la prise de passe. Cependant, en perçage et au-delà des conditions optimales de coupe, les paramètres qui ont tendance à augmenter la température de la zone de coupe vont engendrer une diminution de l'effort d'avance F_z en raison de l'adoucissement du matériau à haute température [Sadat 1992] [Sharman 2006]. Les paramètres influençant la lubrification et l'usure de l'outil vont par conséquent agir sur la température de coupe et donc sur les efforts.

Tableau IV.1.1 : Influence des paramètres de coupe dans le perçage plein [Perrin 2007].

	$f \nearrow$	$D \nearrow$	Usure d'outil en VB \nearrow	$L_p \nearrow$	$V_c \nearrow$	Absence de lubrification
Efforts transversaux (stabilité de l'outil) F_x, F_y	\nearrow	\nearrow	\nearrow	-	\nearrow	-
Au début du perçage dès l'entrée des becs d'outil dans la matière						
Effort axial F_z	\nearrow	\nearrow	\nearrow	-	-	-
Couple C	\nearrow	\nearrow	\nearrow	-	-	-
A partir d'une certaine élévation de température de la coupe engendrée par une augmentation du temps de perçage ($L_p \nearrow, D \nearrow$), par l'absence de lubrification, par $V_c \nearrow$, ou par une usure excessive de l'outil						
Effort axial F_z	\nearrow	\searrow	\searrow	\searrow	\searrow	\searrow
Couple C	\nearrow	\nearrow	\nearrow	\nearrow	\nearrow	\nearrow

L'usure de l'outil est l'un des principaux paramètres ayant une influence sur les signaux. Durant le projet ManHIRP, des mesures d'efforts en perçage ont mis en évidence une relation de proportionnalité entre la surface d'écaillage de l'outil en perçage et la chute de l'effort d'avance. Un grand nombre d'auteurs utilisent la surveillance d'usinage afin de détecter la rupture ou de modéliser l'usure de l'outil [Teti 2010].

IV.1.4 Synthèse de l'état de l'art des moyens de surveillance d'usinage

Les capteurs de surveillance d'usinage permettent de mesurer de nombreuses grandeurs physiques comme les efforts, la température ou les accélérations. Cette pluralité nécessite un positionnement et un traitement adapté à chaque capteur. De plus, l'installation de capteurs sur un montage d'usinage peut modifier le comportement dynamique de l'ensemble Machine-Outil-Pièce et donc influencer l'opération d'usinage. Enfin, différents types d'analyses des signaux peuvent être mis en œuvre afin d'extraire un maximum d'informations. Il apparaît clairement que les analyses temporelles et fréquentielles sont complémentaires. Il est donc indispensable d'utiliser ces deux méthodes.

IV.2 CARACTERISATION DES SIGNAUX ENREGISTRES

De manière analogue à l'étude de l'intégrité de surface, nous avons étudié les signaux enregistrés lors des essais afin de définir des critères permettant de les caractériser. A partir des spécificités des capteurs utilisés et des typologies de courbes enregistrées, nous justifierons le filtrage et le choix des critères utilisés.

IV.2.1 Choix et caractéristiques des capteurs utilisés

La puissance et le courant ont été enregistrés à l'aide de deux systèmes. Le capteur de puissance WattPilote[®] a été utilisé pour les essais COM (machine Olympic de Turbomeca). La mesure interne Siemens via profibus et le logiciel Sinucom NC[®] ont été utilisés pour les autres essais de perçage (machine Huron du LGP). Le système WattPilote[®] mesure la puissance active de la broche avec une fréquence d'acquisition fixée à 12,5 Hz (fréquence maximale pour la durée d'usinage la plus longue). Le système Siemens permet non seulement de mesurer la puissance active et le courant de la broche, mais aussi les courants des trois moteurs d'axes et la position de l'axe Z, à une fréquence d'acquisition de 250 Hz.

Les efforts sont mesurés à l'aide d'une platine Kistler quatre composantes de type 9272A. Les signaux sont conditionnés avec un amplificateur Kistler de type 5019A et traités à l'aide du logiciel Dynoware[®]. La position de la platine de mesure d'efforts est donnée dans la Figure IV.2.1. La platine a une plage de mesure importante en amplitude (jusqu'à 20 kN pour Fz, 200 N.m pour Mz) et en fréquence (3 - 6 kHz suivant les directions). La limite en fréquence est donnée par la 1^{ère} fréquence propre de la platine afin d'éviter les phénomènes de rebond dans la mesure.

Les mesures de vibrations sont effectuées avec des accéléromètres uni-axiaux Brüel & Kjær de Type 4508. Le conditionneur est composé d'un module d'entrée-sortie et d'un module réseau Brüel & Kjær de type 3109 et 7533. Les données sont enregistrées et traitées à l'aide du logiciel Brüel & Kjær Pulse[®]. La plage de mesure des accéléromètres est : 1 Hz - 8 kHz en fréquence et $\pm 700 \text{ ms}^{-2}$ en accélération.

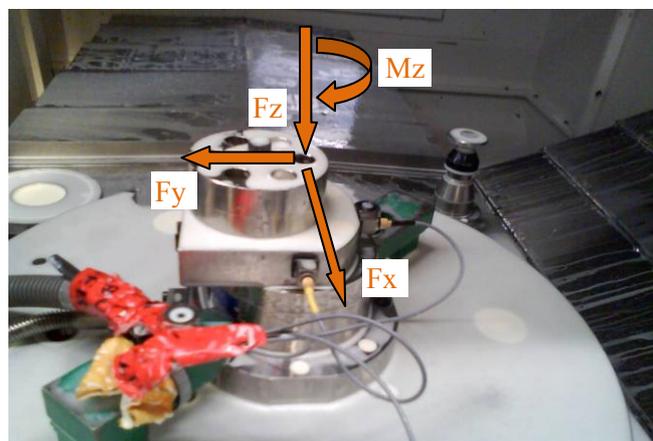


Figure IV.2.1 : Positionnement dans le repère machine des capteurs de mesure.

Ces capteurs ont été choisis pour deux raisons :

- leur complémentarité permet de couvrir une large plage fréquentielle,
- les informations peuvent être recoupées :
 - à basse fréquence entre les efforts et la puissance,
 - à « haute fréquence » (en fonction de la capacité de la platine) entre les mesures d'efforts et d'accélération.

IV.2.2 Traitement des signaux enregistrés

Les critères à relever sur les signaux ont été définis suite à une analyse temporelle et fréquentielle à l'aide du logiciel Origin®.

IV.2.2.1 Analyse temporelle des signaux de perçage

Dans un premier temps, l'analyse temporelle des signaux consiste à observer l'évolution des signaux bruts en fonction du temps. La Figure IV.2.2 présente les signaux bruts, de courant et de puissance broche, de couple et d'accélération en fonction de la profondeur de perçage, qui est représentative du temps puisque la vitesse d'avance est constante. La représentation en fonction de la profondeur permet une localisation dans le perçage des variations observées sur les signaux.

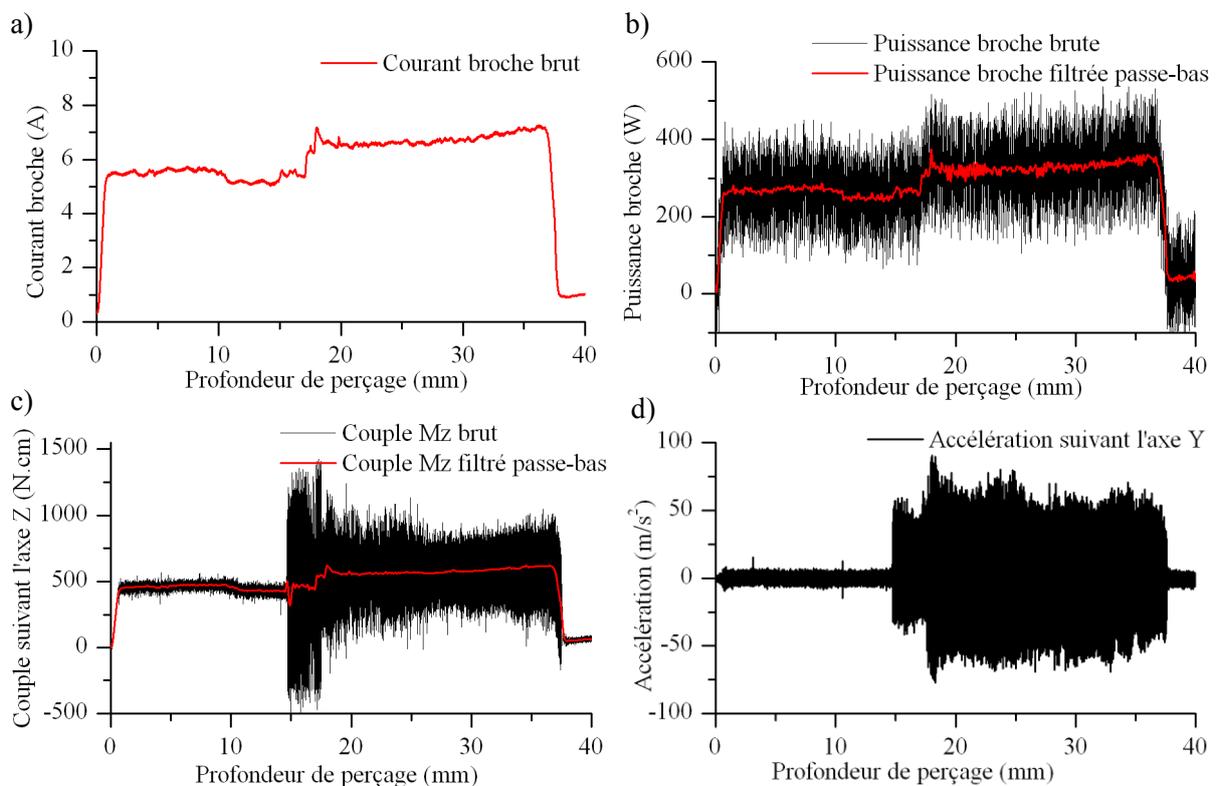


Figure IV.2.2 : Exemple de signaux pour un perçage des essais « cartographie » à Vc30 et f0,1 : (a) courant broche, (b) puissance broche, (c) couple de perçage Mz, (d) accélération suivant l'axe Y.

Les signaux de puissance et de couple ont été filtrés (passe-bas) afin d'extraire la composante statique du signal (Figure IV.2.2.b et c). Le filtrage est réalisé à l'aide d'un filtre fréquentiel passe bas avec une fréquence de coupure inférieure à la fréquence de rotation. Les composantes statiques des signaux de courant, de puissance et de couple ont des évolutions similaires. Il en est de même pour les composantes dynamiques visibles sur les signaux bruts du couple et de l'accéléromètre.

Les signaux présentent trois formes générales (typologies) qui rappellent les évolutions des anomalies le long des perçages. La Figure IV.2.3 expose les trois types de courbes (composante statique) rencontrées pour les essais de perçage. Le type 1 montre les étapes classiques d'un perçage (entrée-pleine matière-sortie). Suite à la pénétration du foret, les efforts de coupe se stabilisent à un même niveau tout au long du perçage. Le type 2 est caractérisé par deux plateaux et une variation subite du signal entre les deux niveaux, probablement imputable à une perturbation de la coupe comme une dégradation rapide de l'outil. Les courbes tracées sur la Figure IV.2.2 font partie du type 2. Enfin, le type 3 montre une augmentation progressive du signal au-delà de la pénétration en pleine matière du foret suivi d'une stabilisation.

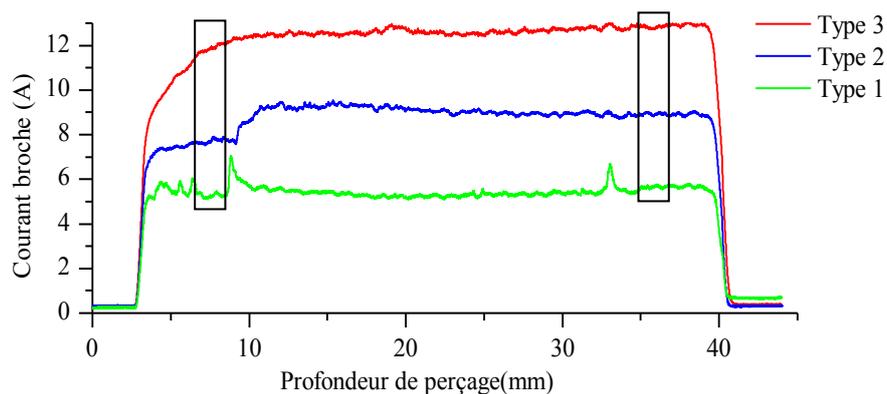


Figure IV.2.3 : Typologies des signaux de courants observés en perçage.

Afin de prendre en compte ces trois types de courbes et de corrélérer les critères des signaux à ceux d'intégrité de surface (Chapitre V), nous avons utilisé des approches identiques à celles des mesures d'intégrité de surface :

- **une approche globale** : les valeurs des critères représentent une moyenne sur l'ensemble du perçage, permettant ainsi de corrélérer ces valeurs aux critères globaux de l'intégrité de surface. Cette approche ne permet pas de prendre en compte les évolutions du signal durant le perçage.
- **une approche locale** : les valeurs des critères sont relevées sur deux bandes de 2 mm centrées à 5 mm puis à 32 mm de profondeur. Cette approche donne une « image » locale des signaux afin de la corrélérer aux critères locaux d'intégrité de surface. Ces bandes sont symbolisées par deux rectangles sur la Figure IV.2.3.

Les critères choisis sur les signaux pour chaque approche sont :

- la moyenne arithmétique du signal (composante statique),
- l'écart type du signal (composante dynamique),
- la moyenne quadratique (RMS),
- le Skewness (facteur d'asymétrie de la composante dynamique),
- le Kurtosis (facteur d'aplatissement de la composante dynamique).

La moyenne arithmétique permet de définir une valeur pour la composante statique du signal sans réaliser de filtrage. L'écart type donne une valeur pour l'ensemble de la composante dynamique. Le RMS additionne la composante statique et dynamique du signal dans un seul critère. Le Skewness et le Kurtosis permettent de mettre en valeur des variations de la composante dynamique sans définir de filtre. Ces critères sont d'après la littérature les plus pertinents pour caractériser un signal dans le domaine temporel.

La valeur maximale de la composante statique du signal est intéressante par rapport aux valeurs maximales (couche de γ ' dissous et allongés) relevées dans l'approche globale de l'intégrité de surface. Cependant, elle n'a pas été prise en compte car certains essais, ayant la typologie n°1, présentent des pics d'efforts importants tout en gardant un niveau stable (sans anomalies) et ce, contrairement à la typologie n°2. La prise en compte de ce critère risquerait donc de fausser l'analyse.

L'analyse temporelle a permis de définir deux méthodes (globale et locale) pour extraire les critères issus des signaux. Cependant afin d'affiner les critères pris en compte, une analyse fréquentielle est effectuée.

IV.2.2.2 Analyse fréquentielle des signaux de perçage

L'analyse fréquentielle a été effectuée sur les signaux issus des accéléromètres et de la platine de mesure d'efforts Kistler. Cette analyse a pour but de déterminer les fréquences les plus importantes afin de filtrer les signaux. Le filtrage des signaux des accéléromètres par bande passante, améliore la sensibilité des critères utilisés [Jantunen 2002].

Les signaux enregistrés sont représentés sur des diagrammes temps fréquence afin d'identifier les spectres fréquents caractéristiques des usinages. Une identification des fréquences propres de l'outil et de la platine de mesure d'efforts a été effectuée par modélisation et par sonnage. Enfin, des essais sans platine ont permis de confirmer les corrélations entre les fréquences observées lors des usinages et les fréquences propres mesurées sur la platine et sur l'outil.

L'analyse fréquentielle concerne principalement les signaux enregistrés par les accéléromètres. La platine de mesure d'effort présente un spectre fréquentiel faible par rapport aux accéléromètres ; d'autant plus que la fréquence d'acquisition est limitée à la plus basse fréquence propre de la platine (avec le montage et la pièce) afin d'éviter les phénomènes de rebond dans la mesure (fréquence d'acquisition 1000 Hz). Enfin, l'analyse des spectres des différents signaux d'efforts a montré principalement des harmoniques de la fréquence de rotation. Le filtrage des signaux d'efforts est donc focalisé uniquement sur la fréquence de rotation et sur les efforts axiaux (F_x et F_y) afin de détecter un déséquilibre de l'outil.

IV.2.2.2.1 Analyse par transformée de Fourier des signaux des accéléromètres

Les signaux issus des accéléromètres de chaque essai ont été analysés par transformée de Fourier (FFT) au cours du temps à l'aide de diagrammes temps-fréquence réalisés par la fonction STFT (Short Time Fourier Transform). La Figure IV.2.4 est un exemple de diagramme temps-fréquence pour le perçage effectué avec les conditions de coupe V_c 30 m/min et f 0,1 mm/tr. Le spectre FFT représenté à droite est signalé sur le diagramme temps-fréquence par la double flèche noire. Cette position a été choisie car elle met en valeur l'ensemble des fréquences présentes lors du perçage. De plus, ces fréquences sont représentatives de celles observées sur l'ensemble des essais. Ainsi, les principaux pics qui se distinguent sur l'ensemble des essais sont :

- un triple pic situé entre 930 et 1080 Hz,
- un pic situé entre 1300 et 1500 Hz,
- un pic situé aux alentours de 2000 Hz,
- un pic situé aux alentours de 6000 Hz.

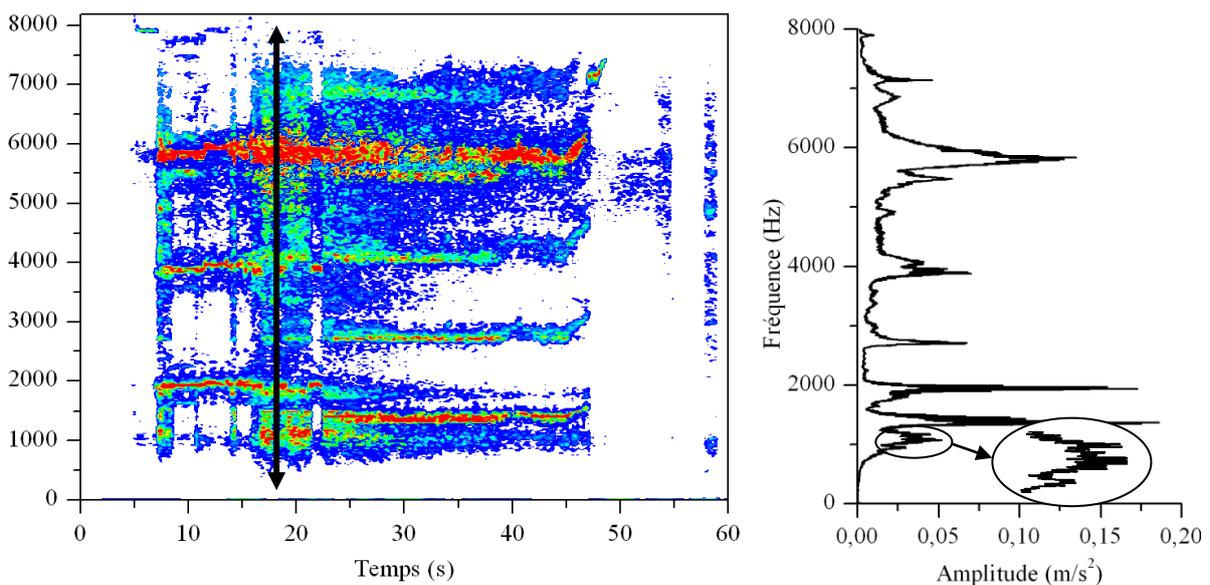


Figure IV.2.4 : Diagramme temps-fréquence du perçage à V_c 25 et $f_{0,1}$ et la transformée de fourrier associée pour la zone à 18 s.

Les principaux pics sont associés à des harmoniques. Ainsi au pic à 930-1080 Hz est associé un pic harmonique aux alentours de 1860 Hz. Au deuxième pic (1300-1500 Hz), est toujours associé un 1^{er} harmonique aux alentours de 2800 Hz et un 2^{ème} à environ 4200 Hz. Ils sont notamment visibles sur la Figure IV.2.4 entre 23 et 40 secondes. Enfin, au pic situé à 2000 Hz, est associé un pic aux alentours de 4000 Hz.

Afin de comprendre l'origine des fréquences observées, une identification des fréquences propres du système complet machine-outil-pièce est réalisée.

IV.2.2.2.2 Identification des fréquences

Afin de déterminer les fréquences, nous avons effectué trois types d'analyses :

- une analyse modale de l'ensemble porte-outil/outil : modélisation (porte-outil+outil) et sonnage (broche+porte-outil+outil),
- une analyse modale de la platine : sonnage de l'ensemble platine+montage+pièce,
- des essais de perçage sans la platine de mesure d'efforts Kistler.

Le Tableau IV.2.1 présente les fréquences propres de l'outil+porte-outil obtenues par modélisation par éléments finis à l'aide du logiciel Catia V5. L'outil est modélisé, monté dans le porte-outil supposé encastré. Le tableau présente aussi les fréquences propres obtenues par sonnage de l'outil monté sur la broche. Les sonnages ont été effectués suivant 2 directions sur l'outil correspondant aux angles 0° et 90°. Les fréquences communes entre la modélisation et la mesure, sont marquées en rouge. Etant donné que la modélisation ne tient pas compte de la présence de la broche, il n'est pas étonnant de trouver une différence de quelques centaines de Hertz. Cependant, ces mesures permettent de mettre en évidence les fréquences propres de l'ensemble Porte-outil+broche à 700 et 1300 Hz.

Tableau IV.2.1 : Fréquences propres de l'outil obtenues par modélisation sous éléments finis (CATIA) et par sonnage sur la broche de l'HURON KX10.

Modes	Modes théoriques de l'outil dans le porte-outil (encastré-libre)			Fréquences (Hz) mesurées par sonnage de l'outil monté sur le porte-outil + broche	
				0°	90°
Mode 1	1751 Hz	Flexion		712 Hz	700 Hz
Mode 2	2308 Hz	Flexion		1300 Hz	1280 Hz
Mode 3	3591 Hz	Flexion		1500 Hz	1556 Hz
Mode 4	4209 Hz	Flexion		1860 Hz	1860 Hz
Mode 5	8637 Hz	Torsion			2284 Hz

Le Tableau IV.2.2 présente les fréquences propres de la platine de mesure d'efforts Kistler données par le fournisseur et celles mesurées avec le montage d'usinage et la pièce d'essai montée. Il

est logique de mesurer des fréquences propres inférieures à celles annoncées par le constructeur de la platine, puisque la masse mobile est augmentée par le montage et la pièce. La masse du montage+pièce est d'environ 2,6 kg alors que la platine seule pèse 4,2 kg.

Tableau IV.2.2 : Fréquences propres de la platine de mesure d'efforts Kistler.

Directions	Fréquences propres théoriques (montage rigide)	Mesures fréquences propres Platine Kistler + montage +pièce
fn (x,y)	≈ 3100 Hz	904 - 912 Hz
fn (z)	≈ 6300 Hz	-
fn (Mz)	≈ 4200 Hz	2176 Hz

Une série d'essais sans platine de mesure d'efforts a permis de montrer l'influence de celle-ci sur les fréquences excitées durant l'usinage pour quatre conditions de coupe (V_c19-30 m/min et $f_0,1-0,2$ mm/tr). La Figure IV.2.5 montre une comparaison des FFT globales obtenues pour des essais réalisés avec et sans platine pour les quatre conditions de coupe. Il est délicat de comparer les amplitudes des pics obtenus entre les différentes FFT, car le nombre de conditions de coupe testées n'est pas suffisant pour analyser précisément l'évolution des fréquences. Cependant, l'analyse de la présence des pics révèle que la contribution de la platine est clairement mise en évidence aux fréquences voisines de 1000 Hz et 6000 Hz (cercles verts). Le pic observé à 1400 Hz ne peut pas être attribué à la platine de mesure d'efforts, car la Figure IV.2.5.b laisse apparaître ce pic même pour les essais sans platine.

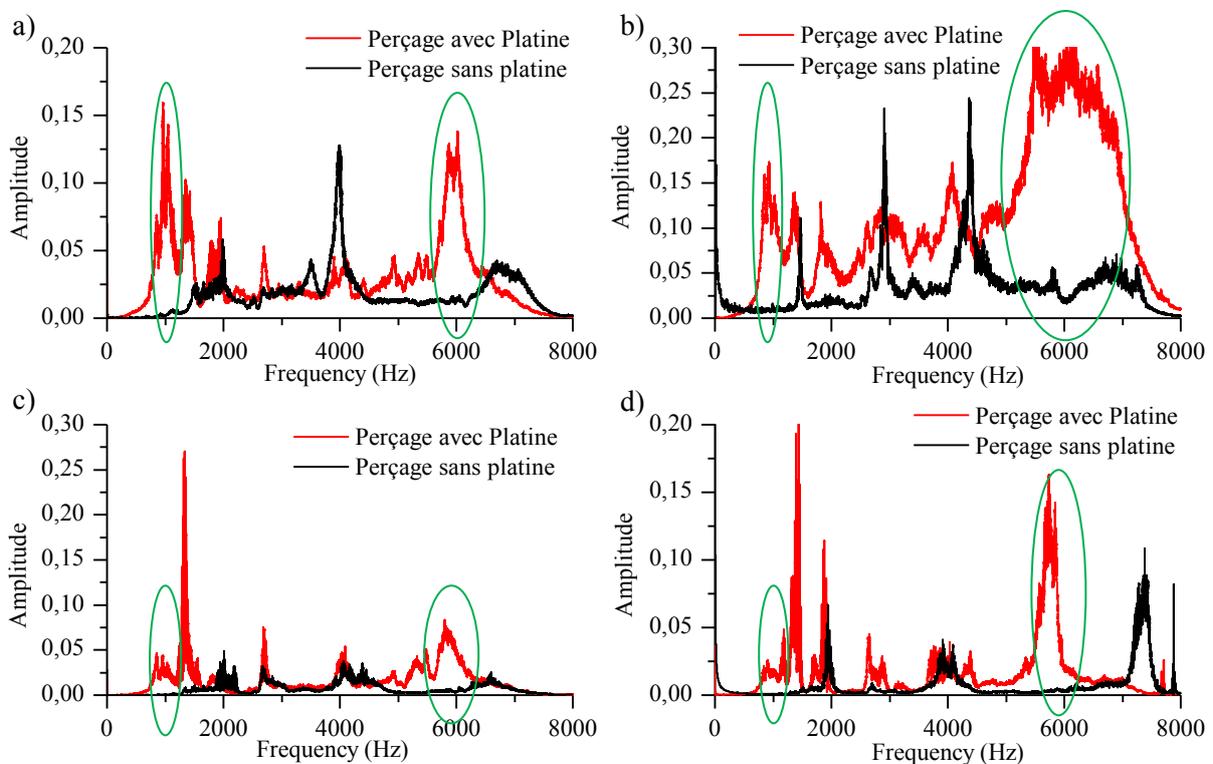


Figure IV.2.5 : Analyses FFT des signaux de l'accéléromètre placé suivant la direction Y, mesurés lors d'un essai avec et sans platine de mesure d'efforts Kistler pour les conditions (a) $V_c19 f_0,2$, (b) $V_c30 f_0,2$, (c) $V_c19 f_0,1$ et (d) $V_c30 f_0,1$.

A partir des observations réalisées sur les spectres fréquentiels des essais et des données issues de l'identification des fréquences du montage expérimental, des corrélations peuvent être établies afin de filtrer les signaux des accéléromètres sur les fréquences les plus pertinentes.

IV.2.2.3 Corrélation entre les pics fréquentiels mesurés

Le Tableau IV.2.3 présente une comparaison entre les fréquences observées sur les spectres FFT des essais et les fréquences propres mesurées dans le système.

- Le premier pic fréquentiel observé lors des essais se situe entre 930 et 1080 Hz ; il correspond à la fréquence propre de la platine suivant la direction (X, Y).
- Le premier mode de l'ensemble broche+outil à 700 Hz n'a jamais été identifié sur les FFT des essais. Il est peu probable que cette fréquence varie en fonction de la vitesse de coupe sous un effet gyroscopique car les vitesses de rotation sont faibles (<700 tr/min) [Moreau 2010]. Par contre, l'ensemble platine+porte-outil semble rigidifié par le contact de l'outil sur la pièce, augmentant ainsi cette fréquence.
- De même, le deuxième mode de la broche n'est pas clairement identifié, mais il semble correspondre au pic situé entre 1300 et 1500 Hz.
- Le pic situé à 1860 Hz pourrait correspondre à un mode de l'outil mais il a été identifié comme un harmonique du pic à 930-1080 Hz attribué à la platine. De plus, cette idée est corroborée par les essais sans platine qui ne mettent pas en évidence le pic à 1860 Hz.
- Le pic observé à 2000 Hz est difficile à attribuer à un élément, d'autant plus que les essais sans platine ne l'ont pas fait disparaître.
- Enfin, l'origine du pic à 6000 Hz est clairement identifiée à la platine de mesure d'efforts.

Tableau IV.2.3 : Détermination des filtres passe bande pour les accéléromètres à partir des corrélations entre les fréquences observées lors des essais et les fréquences propres du système machine-outil-pièce.

Fréquences observées pendant l'usinage	Fréquences observées par sonnage sur les différents éléments (broche, outil, platine)		Filtres passe bande choisis
	700 Hz	Mode 1 broche + Outil	
930-1080 Hz	900 Hz	Platine (Fx et Fy)	900-1100 Hz
1300-1500 Hz	1300 Hz	Mode 2 Broche + Outil	1300-1500 Hz
	1460-1500 Hz	Mode 3 Broche+Outil Double pic Outil	
1860 Hz	1860 Hz	Harmonique Platine ou Outil	
2000 Hz	2180 Hz	Platine (Mz) ou Outil	1900-2100 Hz
2600 Hz	2300 Hz	Broche+Outil	
6000 Hz	6000 Hz	Platine (Fz)	5900-6100 Hz

Suite à cette première analyse fréquentielle, quatre filtres par bande passante centrés à 1000, 1400, 2000 et 6000 Hz ont été définis pour traiter les signaux des accéléromètres. Il s'agit de bandes de 200 Hz de largeur, centrées sur les quatre fréquences citées (Tableau IV.2.3). La largeur de ces bandes résulte de l'observation d'un déplacement, de l'ordre d'une centaine de Hertz, des pics fréquentiels en fonction des essais. Ces bandes permettent donc de garantir la prise en compte de l'essentiel du pic fréquentiel.

Les filtres choisis couvrent l'ensemble des pics présents lors des usinages car les fréquences supérieures sont des harmoniques de celles-ci. Les fréquences à 1000 et 6000 Hz ont été conservées afin de vérifier si la vibration de la platine a une influence sur l'intégrité de surface.

IV.2.3 Liste des critères choisis

Des critères sont définis sur les signaux afin d'établir les liens entre les signaux mesurés lors des usinages et les défauts d'intégrité de surface dans le chapitre V, à l'aide de méthodes statistiques. Le Tableau IV.2.4 présente l'ensemble des critères relevés en fonction des systèmes et des directions de mesure. Certains critères dynamiques ne sont pas pris en compte dans le Tableau IV.2.4 pour les raisons suivantes :

- les courants des moteurs d'axe ou de broche sont déjà filtrés et la composante dynamique est quasi inexistante,
- le Skewness des signaux filtrés devient quasi-nul puisque le signal est associé à un signal sinusoïdal à la fréquence de filtrage.

Les axes de mesure des accéléromètres et de la platine de mesure d'efforts sont volontairement séparés afin d'identifier les directions de sollicitation. De plus, l'utilisation de la résultante des trois accéléromètres nécessite un recalage des amplitudes par rapport à leurs distances respectives à la zone de coupe. Cette étape reste délicate et source d'une forte imprécision.

Ces critères ont été déterminés globalement pour la durée d'un perçage ou localement avec une plage de largeur 2 mm centrée à des profondeurs de 5 mm et 32 mm.

Tableau IV.2.4 : Critères déterminés sur les signaux enregistrés.

Moyens de mesure et signaux associés		Composante statique	Composante dynamique			
		Moyenne	Ecart type	RMS	Skewness	Kurtosis
Siemens	Intensité broche	I_{spindle}	-	-	-	-
	Intensité Axe Z	I_z	-	-	-	-
	Intensité Axe X	I_x	-	-	-	-
	Intensité Axe Y	I_y	-	-	-	-
	Puissance broche	P_{spindle}	SDP_{spindle}	$RMS P_{\text{spindle}}$	Skew P_{spindle}	Kurt P_{spindle}
Platine de mesure d'efforts Kistler	Effort Axe Z	F_z	SDF_z	$RMS F_z$	Skew F_z	Kurt F_z
	Effort Axe X	F_x	SDF_x	$RMS F_x$	Skew F_x	Kurt F_x
	Effort Axe X filtré	$F_{x\text{Filt}}$	$SDF_{x\text{Filt}}$	$RMS F_{x\text{Filt}}$	-	Kurt $F_{x\text{Filt}}$
	Effort Axe Y	F_y	SDF_y	$RMS F_y$	Skew F_y	Kurt F_y
	Effort Axe Y filtré	$F_{y\text{Filt}}$	$SDF_{y\text{Filt}}$	$RMS F_{y\text{Filt}}$	-	Kurt $F_{y\text{Filt}}$
	Couple Axe Z	M_z	SDM_z	$RMS M_z$	Skew M_z	Kurt M_z
	Puissance calculée	P_{calc}	SDP_{calc}	$RMS P_{\text{calc}}$	Skew P_{calc}	Kurt P_{calc}
Accéléromètres Bruel & Kjaer	Accélération Axe Z	A_z	SDA_z	$RMS A_z$	Skew A_z	Kurt A_z
	Accélération Axe X	A_x	SDA_x	$RMS A_x$	Skew A_x	Kurt A_x
	Accélération Axe Y	A_y	SDA_y	$RMS A_y$	Skew A_y	Kurt A_y
	Accélération Axe Y filtré à 900-1100 Hz	A_{y1000}	SDA_{y1000}	$RMS A_{y1000}$	-	Kurt A_{y1000}
	Accélération Axe Y filtré à 1300-1500 Hz	A_{y1400}	SDA_{y1400}	$RMS A_{y1400}$	-	Kurt A_{y1400}
	Accélération Axe Y filtré à 1900-2100 Hz	A_{y2000}	SDA_{y2000}	$RMS A_{y2000}$	-	Kurt A_{y2000}
	Accélération Axe Y filtré à 5900-6100 Hz	A_{y6000}	SDA_{y6000}	$RMS A_{y6000}$	-	Kurt A_{y6000}

La Figure IV.2.6 montre une corrélation quasi-parfaite entre les valeurs moyennes des mesures de puissance « Siemens » et la puissance calculée à partir de la platine de mesure d'efforts. Il en est de même entre la valeur moyenne du couple M_z et le courant de la broche I_{spindle} .

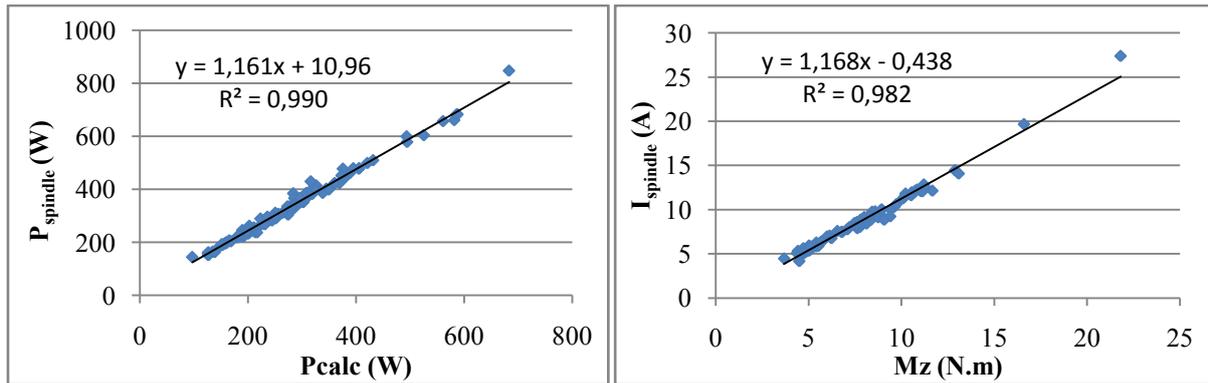


Figure IV.2.6 : Corrélation entre les critères issus de la mesure SIEMENS et de la platine Kistler.

Ces résultats sont obtenus sur l'ensemble des essais de perçage et sont en accord avec les travaux de Jantunen et Jeong [Jantunen 2002] [Jeong 2002]. Cette redondance entre les critères issus des signaux permet :

- de confirmer les mesures données par les capteurs,
- de pouvoir intervertir les moyens de surveillance en fonction de l'application.

IV.2.4 Synthèse sur la caractérisation des signaux

Ce paragraphe présente la méthode employée afin de définir les critères temporels et les filtres fréquentiels pour caractériser les signaux enregistrés. Les problématiques sont identiques à la caractérisation de l'intégrité de surface (paragraphe III.2), c'est-à-dire un choix délicat des critères et de la zone à prendre en compte pendant le perçage.

De la même manière, deux approches ont été définies. Les critères ont été déterminés globalement pour le perçage ou localement sur des plages de 2 mm centrées à 5 mm et à 32 mm de profondeur.

Ce paragraphe souligne la complexité de l'analyse fréquentielle. Les spectres fréquentiels des usinages, révèlent de nombreux pics, qui sont le résultat du comportement dynamique du système « machine+porte-outil+outil+pièce+platine de mesure d'efforts ». Il est donc difficile, par une analyse individuelle de chaque élément, d'attribuer les contributions de chacun des composants. De plus, la contribution de la platine de mesure d'efforts rend les spectres fréquentiels plus complexes (augmentation du nombre de pics) et des essais sans platine ont été nécessaires afin d'identifier les fréquences apportées par la souplesse de la platine.

Enfin, le nombre de critères choisis est très important et l'évaluation de chacun d'eux ne peut se faire sans une méthode statistique.

IV.3 RELATIONS CONDITIONS DE COUPE – USURE – SIGNAUX

Ce paragraphe s'intéresse à l'évolution des signaux lors des différents essais réalisés. Une démarche identique à celle du chapitre III a été suivie, les valeurs des critères retenus sur les signaux sont évalués en fonction des conditions d'usinage « normales » et « perturbées ».

IV.3.1 Influence des conditions de coupe sur les signaux

Cette première approche consiste à étudier les signaux en fonction des conditions de coupe (Vc-f). Les critères précédemment définis montrant des évolutions significatives sont donc présentés suivant les deux approches :

- l'approche globale établissant une valeur pour l'ensemble du signal,
- l'approche locale prenant en compte des zones localisées dans le perçage.

IV.3.1.1 Approche globale

IV.3.1.1.1 Signaux de puissance et de courant

Le premier signal analysé est la puissance de broche issue de la mesure sur Sinucom NC (Siemens). La Figure IV.3.1 montre l'évolution des composantes statiques et dynamiques de la puissance consommée par la broche lors d'un perçage, en fonction des conditions de coupe. La composante statique P_{spindle} (Figure IV.3.1.a) reflète l'évolution du débit copeau. La puissance broche augmente donc selon l'augmentation conjuguée de Vc et de f. Par contre, l'écart-type (Figure IV.3.1.b) augmente en fonction de la vitesse de coupe et donc de la vitesse de rotation de la broche. Plus la vitesse de rotation est élevée, plus le signal de puissance sera bruité. L'évolution du courant de broche n'est pas présentée dans ce paragraphe car comme démontré au paragraphe IV.2, elle est identique à celle du couple M_z (Figure IV.2.6).

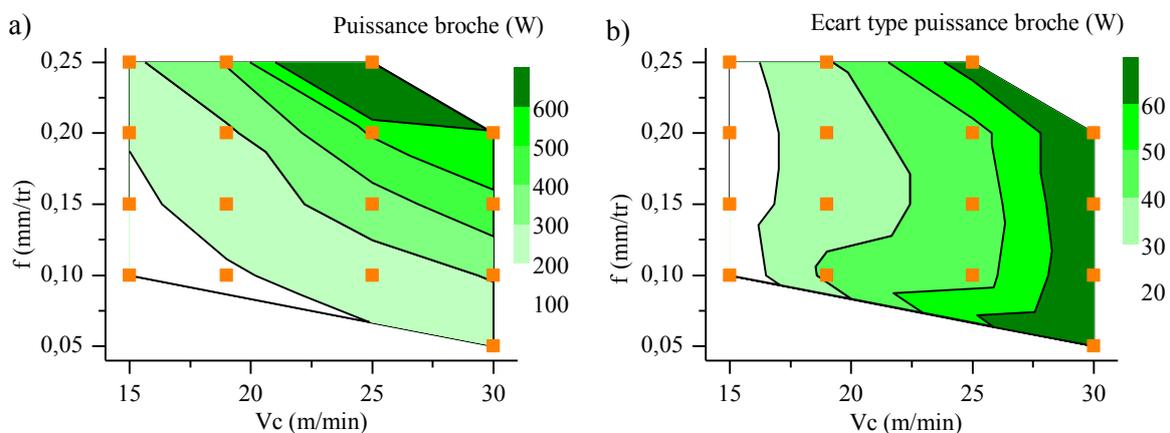


Figure IV.3.1 : Evolution (a) de la Puissance et (b) de l'écart type de la puissance « Siemens ».

IV.3.1.1.2 Signaux d'efforts

Les signaux d'efforts et de couple sont représentés sur les Figures IV.3.2 à IV.3.4. D'un point de vue général, les signaux d'efforts reflètent bien l'évolution du débit copeau qui est l'un des paramètres prépondérant sur l'usure outil et sur l'intégrité de surface (chapitres II et III). Ce sont les signaux les plus utilisés dans ces contextes [Peña 2005] [Teti 2010]. De plus, une évolution similaire entre la composante statique de la puissance (Figure IV.3.1.a) et du couple (Figure IV.3.2.a) est observée, confirmant ainsi que le couple est le facteur prépondérant de la puissance broche.

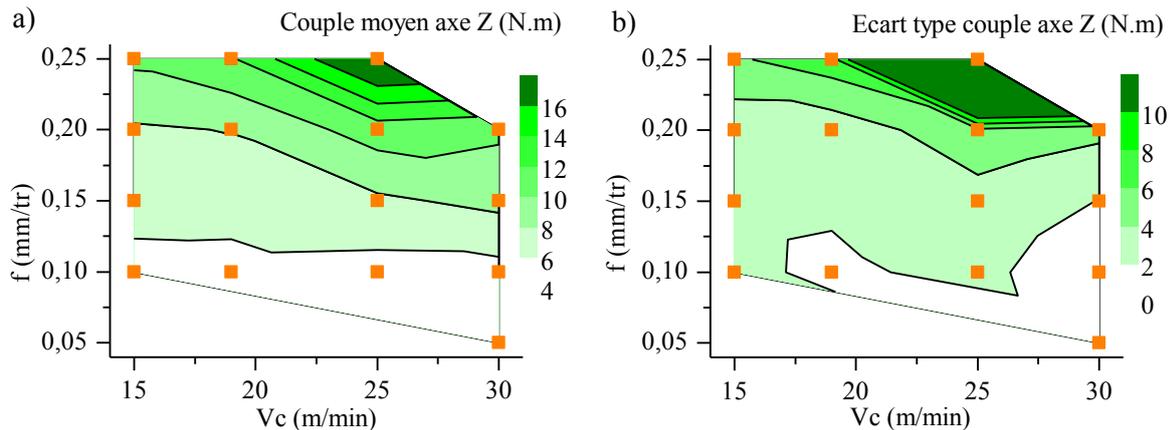


Figure IV.3.2 : Evolution (a) de la valeur moyenne et (b) de l'écart type du couple M_z en fonction des conditions de coupe.

L'une des représentations couramment utilisées dans la littérature [Ertunc 2004] est un diagramme effort d'avance en fonction du couple ; dans notre cas, cette représentation n'apporte pas une meilleure lecture car l'évolution de la composante statique du couple (M_z) est bien plus importante que celle de l'effort d'avance (F_z) pour un perçage. Cette constatation peut être vérifiée sur la Figure IV.3.2.a et IV.3.3.a avec l'évolution des valeurs de couple, par rapport à celles des efforts. Le contexte de perçage dans un avant-trou explique cette différence entre les efforts. On retrouve cette similitude lors des opérations de tournage où l'effort de coupe est 2 ou 3 fois supérieur à l'effort d'avance [Pawade 2008].

Les valeurs des écarts types de M_z et F_z montrent que la composante dynamique de ces signaux est très importante et donc, qu'il est primordial de les prendre en compte. De plus, l'écart type du couple (SDM_z) a une évolution moins progressive que la valeur moyenne. Cette évolution brusque, caractérise aussi la valeur moyenne et l'écart type de l'effort de pénétration (F_z et SDF_z).

L'écart-type de l'effort suivant l'axe X (SDF_x) augmente aussi fortement en fonction de l'avance. Cet effet est probablement dû à l'augmentation de l'instabilité radiale de l'outil dû à l'accroissement de l'effort d'avance comme démontré par Yang [Yang 2002].

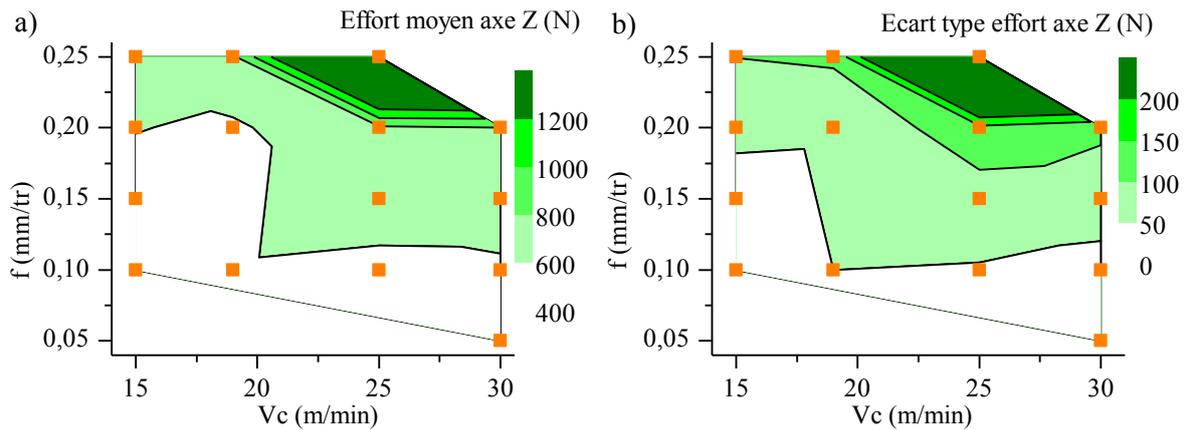


Figure IV.3.3 : Evolution (a) de la valeur moyenne et (b) de l'écart type de l'effort d'avance F_z en fonction des conditions de coupe.

La valeur moyenne de l'effort suivant l'axe X (Figure IV.3.4.a) est toujours positive (entre 0 et 30 N) ce qui indique un défaut de positionnement provenant soit de la platine par rapport à la position machine programmée, soit du positionnement machine par rapport à l'opération précédente. Cet effort moyen diminue avec l'augmentation de la vitesse de coupe et donc la vitesse de rotation. Par contre les valeurs mises en jeu sont 10 fois inférieures à l'écart type du signal.

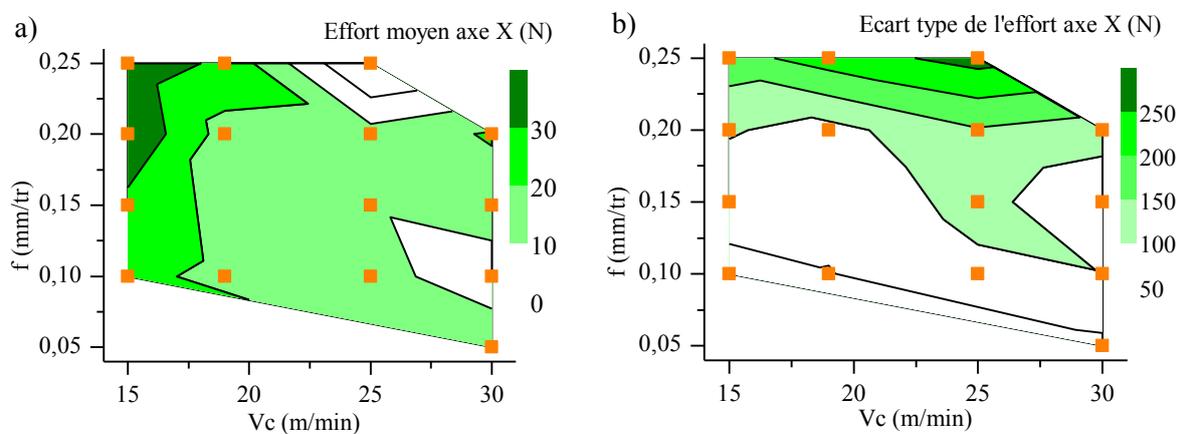


Figure IV.3.4 : Evolution (a) de la valeur moyenne et (b) de l'écart type de l'effort radial F_x en fonction des conditions de coupe.

Les signaux d'efforts montrent donc une évolution essentiellement influencé par le débit copeau et l'avance.

IV.3.1.1.3 Signaux d'accélération

Les signaux issus des accéléromètres saturent pour les essais extrêmes (Vc-f importants). Les signaux saturés ont des valeurs moyennes très importantes et rendent donc l'exploitation de ce critère impossible. Le critère RMS est lui aussi perturbé par ces problèmes de saturation car il prend en compte la composante moyenne du signal. Néanmoins, la saturation des accéléromètres peut être utilisée comme indicateur de l'état de l'outil [Abu-Mahfouz 2003]. L'évolution de l'écart type des signaux est représentée sur la Figure IV.3.5. Celui-ci semble moins sensible à la saturation des accéléromètres même s'il a tendance à diminuer pour les essais saturés alors qu'en réalité l'énergie transmise est encore plus importante.

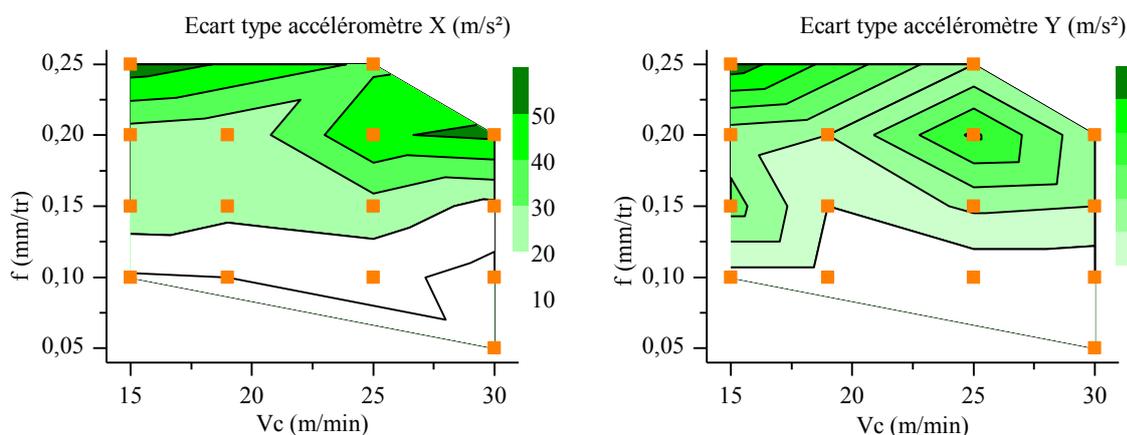


Figure IV.3.5 : Evolution de l'écart type des accéléromètres placés suivant les axes X et Y en fonction des conditions de coupe.

La différence d'échelle observée entre les deux diagrammes s'explique par la distance entre la zone de coupe et chaque accéléromètre X et Y. L'accéléromètre Z, quant à lui, présente une évolution similaire à l'accéléromètre X avec un facteur d'échelle double, probablement due à la position particulière en dehors de la platine de mesure (voir paragraphe II.2).

L'accéléromètre Y a été choisi pour réaliser le filtrage des signaux car il est au plus près de la zone de coupe, malgré la saturation du signal pour les conditions de coupe les plus sévères. La Figure IV.3.6 présente l'évolution des écarts types des signaux filtrés à 1000, 1400, 2000 et 6000 Hz en fonction des conditions de coupe. Les valeurs moyennes de ces signaux ne sont pas présentées car elles donnent toutes les mêmes diagrammes Vc-f, perturbés par la saturation des accéléromètres.

L'échelle de couleur (représentant les valeurs de l'écart-type) des diagrammes montre que les amplitudes des signaux filtrés à 1000 et 6000 Hz sont deux fois supérieures à celles des signaux filtrés à 1400 et 2000 Hz. Il est donc normal de retrouver sur les diagrammes SDA_{y1000} et SDA_{y6000} des évolutions similaires au signal brut ($SD Ay$ sur la Figure IV.3.5). Ces deux fréquences composent la majeure partie du signal. Pour rappel, ces deux fréquences sont issues de la platine de mesure d'efforts. La présence de la platine semble donc influencer les signaux d'accélération.

En revanche, les signaux filtrés à 1400 et 2000 Hz montrent des évolutions différentes qui peuvent être intéressantes vis-à-vis des critères d'intégrité de surface comme la rugosité Ra et Rz.

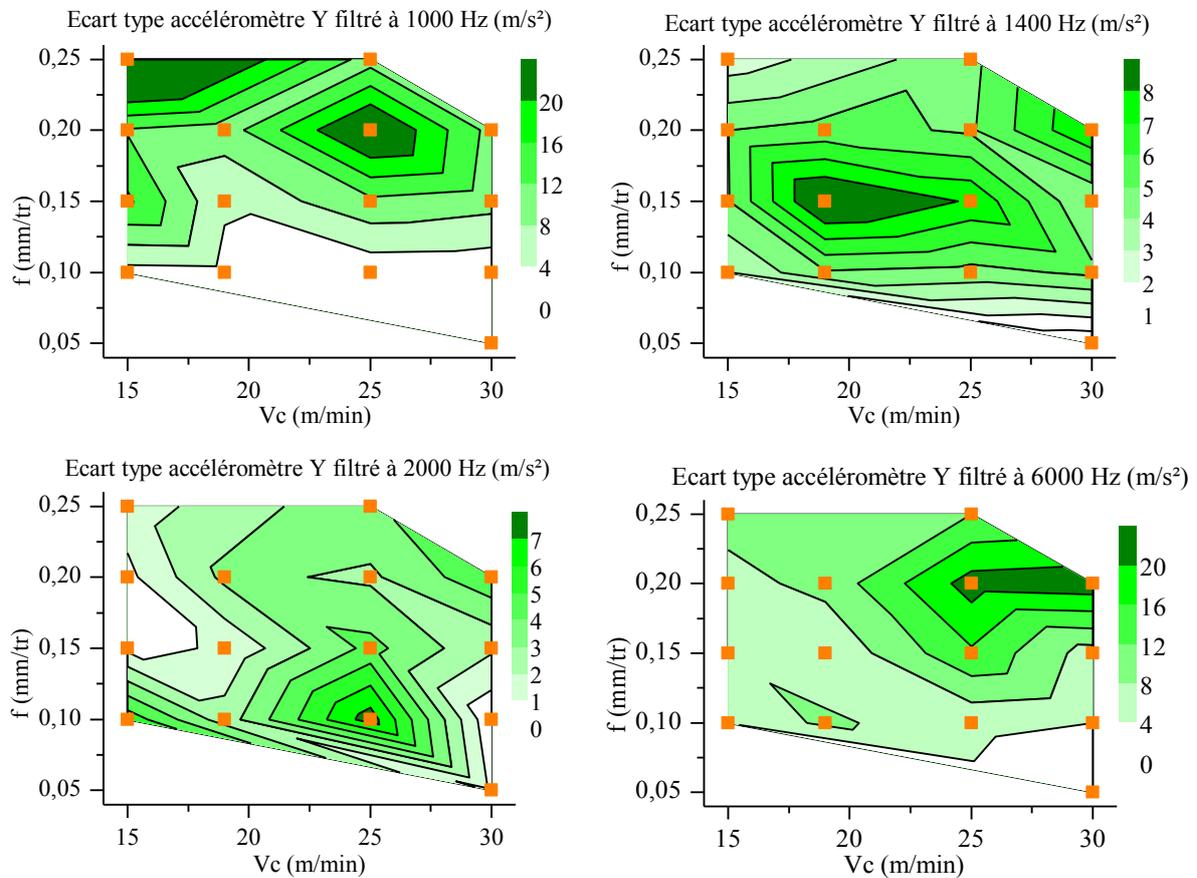


Figure IV.3.6 : Evolution de l'écart type de l'accéléromètre placé suivant l'axe Y et filtré à 1000, 1400, 2000 et 6000 Hz.

L'une des difficultés dans l'utilisation des accéléromètres comme moyen de surveillance d'usinage est liée à l'amplitude du signal qui dépend de la distance et de la nature des éléments se trouvant entre la zone de coupe et l'accéléromètre. L'établissement des seuils (en amplitude), en vue d'une surveillance d'usinage, doit être réalisé sur la machine à surveiller une fois les accéléromètres installés à demeure.

Cette approche globale permet de mettre en évidence l'évolution des signaux pour un perçage. Elle précise l'intérêt des filtres (notamment 1400 et 2000 Hz) sur le signal de l'accéléromètre Y permettant ainsi de révéler d'autres évolutions (en fonction des conditions de coupe) que les signaux bruts. De plus, elle met en avant l'influence du débit copeau et de l'effondrement d'arête sur les signaux de puissance et d'efforts.

IV.3.1.2 Etablissement des seuils sur les signaux correspondant à une rupture de l'outil

Plusieurs critères peuvent être utilisés afin s'identifier l'effondrement d'arête qui avait été définis par un débit copeau maximal (6000 mm³/min) au paragraphe II.3. Le Tableau IV.3.1 présente des seuils sur les critères statiques et dynamiques au-delà desquels un effondrement d'arête risque d'apparaître lors du premier perçage. Ces seuils ne sont pas exhaustifs et la combinaison de plusieurs critères est nécessaire afin de garantir un diagnostic « rupture d'outil » fiable. Tous les signaux ne permettent pas de définir une valeur seuil correspondant au bris d'un outil (abréviation N/A pour non applicable dans le Tableau IV.3.1). Ainsi, l'intensité suivant l'axe Z ne permet pas de donner une valeur car l'ensemble mobile de la broche (axe Z) possède une inertie élevée et aucune variation significative n'est visible sur ces mesures. Les valeurs dynamiques des intensités ne sont pas prises en compte car elles sont quasi inexistantes comme montré au paragraphe IV.2. Les composantes statiques des intensités et des efforts suivant les axes X et Y ne peuvent pas être déterminées (dans une analyse globale) car en perçage, les arêtes travaillent simultanément et les efforts radiaux statiques s'annulent [Laporte 2005]. Enfin, la valeur statique d'un accéléromètre n'a pas de réalité physique mis à part lorsqu'il sature, mais dans ces conditions il est impossible de déterminer une valeur.

Tableau IV.3.1 : Valeurs limites des signaux au-delà desquelles une rupture d'outil risque d'intervenir.

Signaux	Seuil sur la valeur moyenne (composante statique)	Seuil sur la valeur de l'écart type (composante dynamique)
Puissance Broche P_{spindle}	600 W	60 W
Intensité broche	12 A	N/A
Intensité X, Y et Z	N/A	N/A
Mz	12 N.m	8 N.m
Fz	800 N	150 N
Effort Fx et Fy	N/A	150 N
Accéléromètre Y	N/A	20 m/s ²
Accéléromètre X	N/A	30 m/s ²
Accéléromètre Z	N/A	60 m/s ²

Les seuils définis pour les accéléromètres sont différents en fonction de la direction. Cependant il est probable que cette différence soit essentiellement due au positionnement de ces capteurs par rapport à la zone de coupe.

La définition des seuils utilise la valeur moyenne sur tout le perçage. Ces valeurs ne permettent pas de connaître le moment où l'arête de coupe s'est effondrée. L'approche locale permet, quant à elle, de donner une meilleure représentation de l'évolution du contexte d'usinage en fonction de la profondeur de perçage.

IV.3.1.3 Approche locale

Une analyse des signaux a été réalisée à 5 mm puis à 32 mm de l'entrée du perçage, de manière identique aux analyses d'intégrité de surface. Cette approche permet d'évaluer l'influence de l'usure de l'outil sur les signaux.

Les Figures IV.3.7 et IV.3.8 présentent les valeurs des critères Mz, SD Mz, SD Ax et SD Ay₁₄₀₀ relevées à 5 mm et à 32 mm. Ces critères ont été choisis car ils dévoilent des évolutions significatives entre les deux positions. La Figure IV.3.7 témoigne que les composantes statiques et dynamiques du couple augmentent pour les conditions de coupe les plus sévères, où l'usure de l'outil est la plus prononcée. Pour les avances inférieures à 0,2 mm/tr, cette évolution n'est pas significative et une diminution de la composante dynamique est même observée. Il y a donc une évolution des signaux d'efforts en fonction de l'usure de l'outil.

L'annexe C présente une modélisation basée sur les signaux de la puissance issue de la platine de mesure Kistler et des conditions de coupe. Le modèle basé sur une loi de puissance permet une prédiction de l'usure en dépouille avec un coefficient de détermination $R^2 = 0,91$.

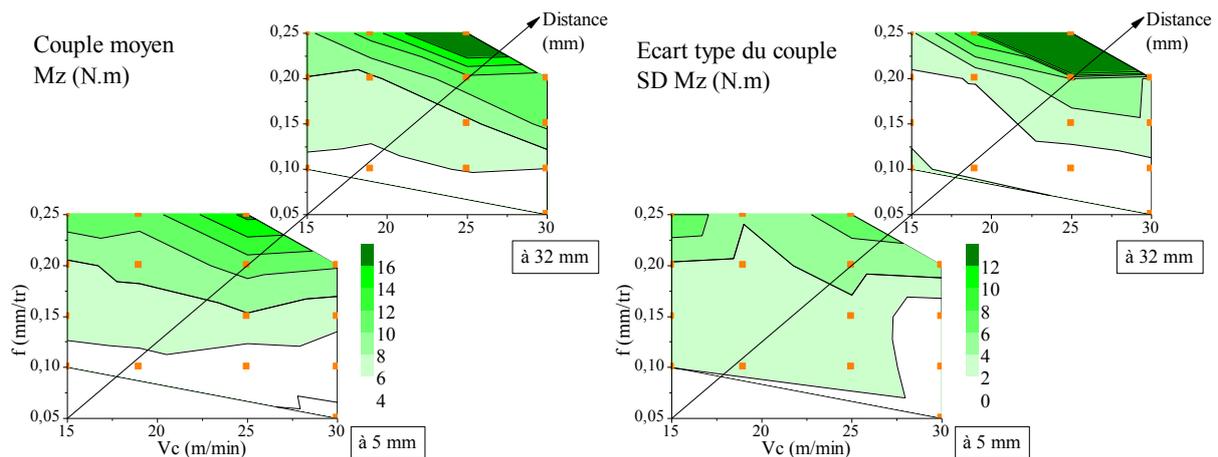


Figure IV.3.7 : Evolutions des critères Mz et SD Mz du signal du couple à 5 mm et à 32 mm de l'entrée du perçage.

Les signaux des accéléromètres indiquent (Figure IV.3.8), contrairement aux signaux d'efforts, que la composante dynamique a tendance à s'atténuer le long du perçage pour les avances élevées. Selon Yang [Yang 2002], les avances importantes génèrent une augmentation des efforts de coupe qui favorisent l'instabilité de l'outil, mais cette hypothèse peut être remise en cause lorsque le talonnage (qui augmente avec l'avance) devient prépondérant dans le comportement vibratoire de l'outil. De plus, il semblerait que l'usure atténue cette instabilité en fin de perçage. L'usure outil engendre une augmentation de la zone de contact, comparable aux phénomènes de talonnage [Seguy 2008], qui génère une baisse des amplitudes de vibrations.

En revanche, la valeur du critère SD Ay₁₄₀₀ s'amplifie pour les vitesses de coupe importantes selon l'usure de l'outil. Cet effet inverse peut s'expliquer par une usure dissymétrique des deux arêtes de coupe.

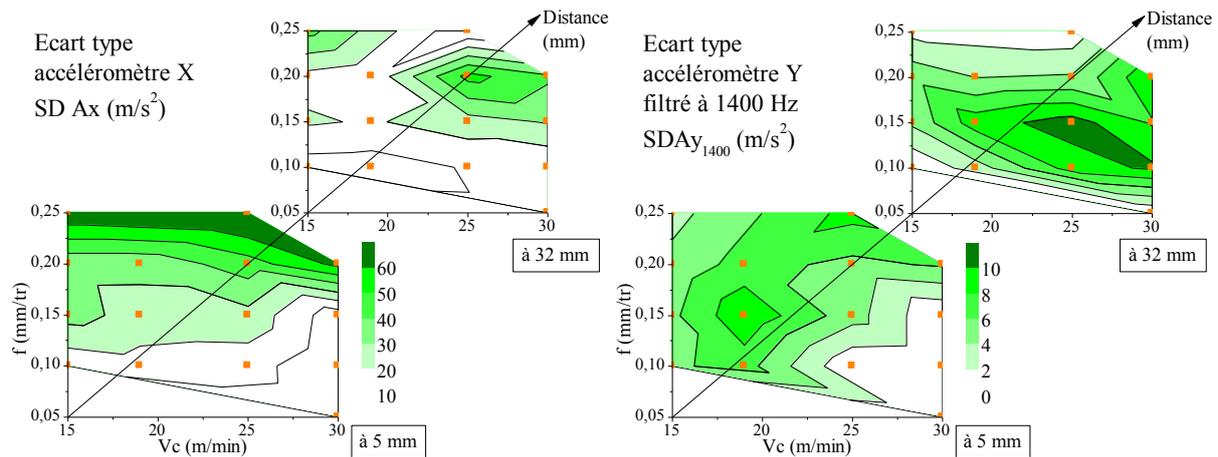


Figure IV.3.8 : Evolutions des critères SD Ax et SD Ay₁₄₀₀ des signaux d'accélération à 5 mm et à 32 mm de l'entrée du perçage.

L'évolution de tous les critères en fonction des paramètres de coupe n'est pas étudiée dans cette partie. Toutefois, ils seront pris en compte dans l'analyse statistique présentée au chapitre V.

Le paragraphe suivant décrit l'évolution des signaux avec des perturbations volontaires du contexte d'usinage.

IV.3.2 Influences des conditions perturbées sur les signaux

Ce paragraphe est consacré à l'étude de l'évolution des signaux en fonction des perturbations d'usinage. Les plans d'essai ont été définis au paragraphe II.2.3. Les premières perturbations sont des coupures de lubrification générées durant l'usinage. Les secondes correspondent à des variations de dureté, de position de l'outil par rapport à l'avant trou et du pourcentage d'émulsion, par rapport au contexte d'usinage « normal ».

IV.3.2.1 Influence des coupures de lubrification

Les coupures de lubrification sont générées à 10 mm de l'entrée du perçage sur une longueur de 4 mm pour quatre conditions de coupe CL1 à CL4 (V_c 19-30 et f 0,1-0,2). La Figure IV.3.9 montre les différents signaux d'intensité obtenus lors des essais de perçage avec coupure de lubrification (courbes vertes et bleues) et comparées à un essai normal sans coupure (courbes noires). L'axe des abscisses représente la profondeur de perçage et l'axe des ordonnées désigne la valeur de l'intensité du courant nécessaire à la broche pour maintenir la consigne de vitesse. L'intensité de la broche est utilisée ici car elle a la même évolution que la composante statique du couple, tout en étant directement filtrée (paragraphe IV.2).

Les coupures de lubrification sont visibles par les deux baisses consécutives et ponctuelles de l'intensité, observées sur chaque courbe. Ces baisses d'intensité sont la conséquence d'un arrêt de l'axe d'avance lors de l'exécution de la commande d'arrêt ou de mise en route de la lubrification (délai

de réponse de l'automate). Nous nous sommes assuré que lors de cet arrêt, l'outil restait constamment dans la matière. L'influence de ces arrêts sur l'usure de l'outil est donc négligée.

Les essais réalisés pour les conditions de coupe CL2 (Vc30 f0,1) et CL4 (Vc30 f0,2) attestent que les coupures de lubrification sont suivies d'une brusque augmentation de l'intensité qui n'est pas visible lors des essais « normaux » sans coupure de lubrification, imputable à une détérioration de l'outil coupant..

Les courbes des conditions de coupe CL3 (Vc19 f0,2) ne précise pas de différence significative par rapport à un perçage sans coupure. Néanmoins, ces vitesses se situent à la limite du domaine acceptable d'intégrité de surface (ASID) (paragraphe III.3.2) et les essais sans coupure présentent une dispersion des signaux très importante probablement due à une usure outil non répétable pour ces conditions.

Enfin, les essais effectués aux conditions optimales de coupe (CL1) ne présentent pas de changement du signal d'intensité. Néanmoins, une autre campagne d'essais de coupure de lubrification effectuée à ces conditions de coupe CL1, a montré le phénomène d'augmentation de l'intensité de la broche. Nous pensons que cette variation de comportement entre deux campagnes d'essais peut être expliquée par la différence de pourcentage d'émulsion comme démontré au paragraphe III.3.4.2. Malgré cela, ces essais montrent une excellente reproductibilité (2 à 10 % d'erreur sur I_{spindle}) quelles que soient les conditions de coupe pour la même campagne d'essais.

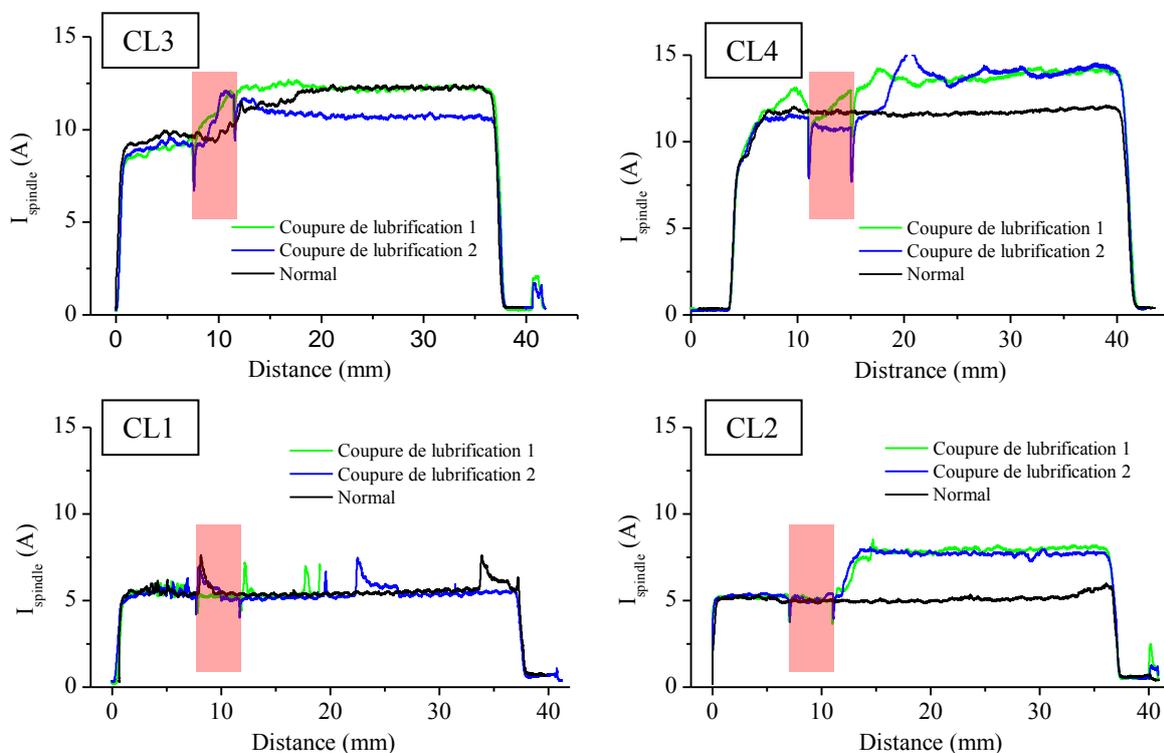


Figure IV.3.9 : Evolution de l'intensité de la broche pour les quatre conditions de coupe testées CL1 à CL4 avec et sans coupure de lubrification.

Les mêmes observations peuvent être faites avec la composante dynamique des signaux d'efforts et d'accélération. De plus, l'analyse de ces signaux fait apparaître d'autres phénomènes. En effet, des variations importantes de la composante dynamique du signal (Figure IV.3.10) sont dans certains cas directement corrélables aux conséquences des coupures de lubrification.

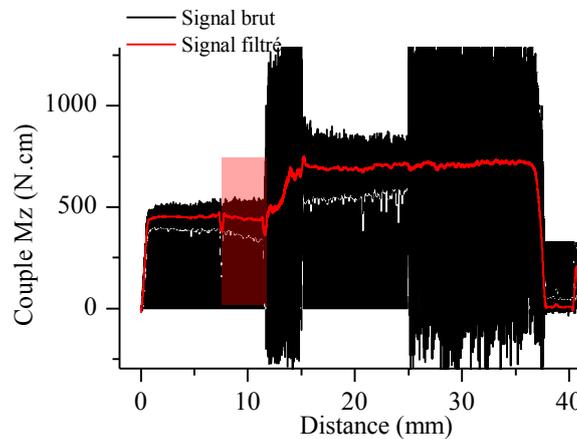


Figure IV.3.10 : Signal brut du couple M_z pour un essai de coupe de lubrification à CL2.

Les coupures de lubrification ont donc une influence prononcée sur les signaux à des vitesses de coupe élevées où les phénomènes thermiques sont prépondérants. D'après des études antérieures (Tableau IV.1.1), l'augmentation des phénomènes thermiques se traduit par une augmentation du couple, corroborant ainsi les observations de la Figure IV.3.9. Il est probable qu'un phénomène d'usure de l'outil contribue à la formation des signaux observés, cependant les mesures effectuées sur les outils n'ont pas mis en avant cette influence (paragraphe II.3.3).

Enfin, ces essais ont eu pour conséquence d'amplifier les anomalies d'usinage, notamment pour les conditions de coupe CL2, CL3 et CL4. Ces corrélations seront approfondies dans le chapitre V.

IV.3.2.2 Influence des variations du contexte d'usinage

Le paragraphe III.3.4.2 a mis en avant l'influence des variations du contexte d'usinage sur les critères d'intégrité de surface. De la même manière, Les effets de chaque paramètre du plan d'expériences utilisé sont calculés pour chaque critère de surveillance d'usinage.

Le Tableau IV.3.2 présente les valeurs obtenues pour les signaux enregistrés avec la platine de mesure d'efforts. Les valeurs en gras indiquent les paramètres possédant l'influence la plus significative selon chaque critère. Le tableau réunit la valeur moyenne, l'écart type, le Skewness et le Kurtosis de chaque direction de mesure des efforts et ceux de la puissance de coupe calculée à partir de ces efforts. Les critères issus de la mesure « Siemens » ne sont pas représentés car les influences sont similaires à celles des efforts (paragraphe IV.2).

La première observation montre que les signaux sont principalement influencés par les conditions de coupe aussi bien pour la composante statique (valeur moyenne), que pour la composante dynamique (écart type). Il en est de même pour le Skewness et le Kurtosis malgré les faibles différences entre les effets, ce qui rend l'exploitation de ces critères délicate.

Enfin, la position de l'outil par rapport à l'avant trou à une influence sur les signaux d'effort radiaux, ce qui est prévisible et indique que la valeur du défaut de position est suffisamment élevée pour être détectée. Malheureusement, ce dernier paramètre est aussi celui qui possède le moins d'influence sur l'intégrité de surface (paragraphe III.3.4.2). L'exploitation de la composante statique des efforts radiaux ne présente donc pas d'intérêt vis-à-vis de l'intégrité de surface.

Tableau IV.3.2 : Effets des paramètres sur les critères d'efforts.

Paramètres	Mz	SDMz	Fz	SDFz	Pcalc	SD Pcalc	Fy	SDFy	Fx	SDFx
Vc	0.14	0.15	0.13	0.04	0.21	0.14	0	0.01	0	0
f	0.34	0.15	0.14	0.04	0.15	0.08	0	0.06	0.01	0.07
Dureté	-0.01	0.1	0	-0.01	-0.01	0.05	-0.01	0.01	-0.002	0.01
Position	0.06	0.03	0.03	0.01	0.03	0.02	0.02	0	0.014	0
Emulsion	-0.01	-0.03	-0.03	-0.01	-0.01	-0.01	0	-0.01	-0.002	-0.01
Paramètres	Skew Mz	Kurt Mz	Skew Fz	Kurt Fz	Skew Pcalc	Kurt Pcalc	Skew Fy	Kurt Fy	Skew Fx	Kurt Fx
Vc	0,0003	-0,001	0,0004	-0,004	0,0003	-0,001	0	-0,003	0,0002	-0,003
f	-0,0001	-0,001	0	-0,001	-0,0001	-0,001	-0,0002	-0,001	0	-0,002
Dureté	0	0	0,0003	-0,001	0	0	-0,0001	0	-0,0001	0
Position	-0,0001	-0,001	0,0002	-0,002	-0,0001	-0,001	0	0,001	-0,0001	0,002
Emulsion	0	-0,001	-0,0004	0,001	0	-0,001	-0,0001	0,001	-0,0002	0,001

L'influence des paramètres sur les critères issus des accéléromètres est représentée dans le Tableau IV.3.3. Contrairement aux critères issus des efforts, les paramètres de dureté, de position et d'émulsion ont des effets majeurs sur les critères de Skewness et de Kurtosis des mesures par accéléromètre non filtrées. Ces paramètres font donc varier la forme de la composante dynamique des signaux mais pas l'écart type des mesures, l'amplitude des signaux ne varie donc pas.

Une fois de plus, l'orientation des accéléromètres est importante par rapport à l'influence des paramètres de dureté, de position et d'émulsion. Ainsi, l'influence de la position est visible suivant les axes X et Y et non sur l'axe Z pour des raisons analogues à celles présentées précédemment. Enfin, le filtrage de l'accéléromètre Ay à 2000 Hz permet de faire ressortir les effets de la dureté et de l'émulsion qui sont prépondérants sur les critères d'intégrité de surface (paragraphe III.3.4.2).

La sensibilité de la composante dynamique, pour les mesures par accéléromètre, aux variations du contexte d'usinage (dureté et émulsion), souligne que ces paramètres modifient le comportement dynamique de la coupe et à une échelle microscopique puisqu'il n'y a pas de modifications des efforts de coupe.

Tableau IV.3.3 : Effet des paramètres sur les critères d'accélération.

Paramètres	Ax	SD Ax	Skew Ax	Kurt Ax	Ay	SD Ay	Skew Ay	Kurt Ay	Az	SD Az	Skew Az	Kurt Az
Vc	0.08	6	-0.04	0.31	0.01	11	-0.04	-0.43	0.08	5	-0.01	-0.76
f	-0.05	16	-0.03	0	-0.04	16	0.01	0.69	-0.08	28	-0.01	0.52
Dureté	-0.01	3	-0.14	-0.75	-0.03	-6	0.03	0.27	-0.02	12	0.06	-1.74
Position	-0.01	1	0.14	-0.79	-0.02	4	-0.05	-0.01	-0.03	6	-0.08	-0.79
Emulsion	0.05	0	0.02	-0.47	-0.03	-6	0	0.27	0.05	9	-0.1	-1.71
Paramètres	Ay ₁₀₀₀	SD Ay ₁₀₀₀	Kurt Ay ₁₀₀₀	Ay ₁₄₀₀	SD Ay ₁₄₀₀	Kurt Ay ₁₄₀₀	Ay ₂₀₀₀	SD Ay ₂₀₀₀	Kurt Ay ₂₀₀₀	Ay ₆₀₀₀	SD Ay ₆₀₀₀	Kurt Ay ₆₀₀₀
Vc	0.01	-1	-10	0.01	1.52	-3.3	0.01	0.97	33.19	0.01	2.66	1.71
f	-0.04	7	-7	-0.04	-1.56	0.99	-0.04	-0.47	-32.45	-0.04	2.68	-2.14
Dureté	-0.03	-3	6	-0.03	-0.05	-0.65	-0.03	1.3	17.5	-0.03	-3.67	1.15
Position	-0.02	1	7	-0.02	0.17	0.27	-0.02	-0.11	-25.67	-0.02	1.46	-0.17
Emulsion	-0.03	0	-3	-0.03	1.34	-3.23	-0.03	-1.32	27.07	-0.03	-2.01	-1

Bien que la dureté et l'émulsion aient montré des influences prépondérantes sur l'intégrité de surface, seuls les critères issus des mesures par accéléromètre permettent de détecter ces variations du contexte d'usinage.

IV.3.3 Synthèse de l'influence des conditions d'usinage sur les signaux

L'étude de l'évolution des signaux, par rapport aux conditions de coupe lors d'usinages « normaux » et « perturbés », démontre la pertinence des critères employés. Ainsi les composantes statiques et dynamiques des efforts ont souligné une évolution fortement marquée par le débit copeau et l'usure de l'outil. Le filtrage des signaux des accéléromètres permet de mettre en valeur des évolutions différentes de celle du débit copeau. Ces résultats apportent une information complémentaire en vue d'une corrélation avec l'intégrité de surface.

Les critères pris en compte sur les mesures par accéléromètre semblent pertinents pour détecter des variations du contexte d'usinage telles que la dureté et l'émulsion. Cependant, nous avons constaté des problèmes de saturation des signaux, difficiles à anticiper lors de la mise au point des essais.

CONCLUSION

Ce chapitre propose, dans un premier temps, une caractérisation des signaux afin d'extraire un maximum d'informations. Suite à une analyse temporelle, des critères ont été choisis à partir de la littérature et en fonction des signaux enregistrés. De plus, une analyse fréquentielle a permis de définir des filtres passe bande afin d'affiner les critères utilisés pour les accéléromètres et d'identifier la contribution dynamique de la platine à 1000 Hz et 6000 Hz.

Deux approches ont été suivies pour relever les valeurs des critères :

- une analyse globale : la moyenne sur un perçage est utilisée afin d'étudier la corrélation avec l'analyse globale de l'intégrité de surface,
- une analyse locale : une mesure dans un intervalle de 2 mm situé à 5 mm et à 32 mm de l'entrée du perçage permet de prendre en compte l'évolution des signaux au cours d'un perçage et d'effectuer des corrélations avec les analyses « locales » d'intégrité de surface.

Une étude de l'évolution des signaux, par rapport aux conditions d'usinage dans un mode « normal », a mis en avant les corrélations fortes entre les critères choisis, le débit copeau et l'usure de l'outil. Ces évolutions attestent aussi de la part importante de la composante dynamique des signaux d'efforts. De même, les filtres choisis pour l'exploitation fréquentielle des signaux d'accélération a permis de décomposer le signal afin de faire apparaître des évolutions qui ne suivent pas celles des conditions de coupe ou du débit copeau.

L'étude de l'usinage en mode « perturbé » révèle que les coupures de lubrification engendrent des changements significatifs de la composante statique et dynamique des signaux. Même si la coupure est identifiable sur tous les signaux, cette étude indique aussi que ces changements n'interviennent pas forcément au moment de la coupure de lubrification. Enfin, les modifications des signaux sont plus importantes pour les vitesses de coupe les plus élevées, mettant ainsi en avant les effets thermiques.

Pour finir, l'étude des variations du contexte d'usinage ont mis en exergue que le Skewness, le Kurtosis et les filtres à 2000 Hz et 6000 Hz, utilisés pour les signaux des accéléromètres, sont capables de détecter les variations de dureté et d'émulsion. Ces dernières, ont un impact prépondérant sur les anomalies d'usinage.

Il semble donc possible, d'après ces éléments, de prédire les défauts d'intégrité de surface à partir des signaux enregistrés pour un mode d'usinage « normal » et « perturbé ». Cette hypothèse sera vérifiée au chapitre V qui a pour objectif d'établir les liens entre les paramètres d'usinage, les critères d'intégrité de surface et les critères obtenus à partir des signaux.

V. Corrélation entre les signaux et l'intégrité de surface

Introduction	134
V.1 Etat de l'art sur la surveillance d'usinage.....	135
V.1.1 Mise au point d'un système de surveillance d'usinage	135
V.1.1.1 Sélection des critères de surveillance	135
V.1.1.2 Modélisation des relations	136
V.1.1.3 Prise de décision	137
V.1.2 Application de la surveillance d'usinage pour la maîtrise de l'intégrité de surface	138
V.1.2.1 Modélisation de l'usure de l'outil	139
V.1.2.2 Modélisation de l'intégrité de surface	140
V.1.3 Synthèse de l'état de l'art de la surveillance en usinage	144
V.2 Corrélations entre les signaux et l'intégrité de surface.....	145
V.2.1 Corrélations directes entre l'intégrité de surface et les signaux	145
V.2.1.1 Corrélation entre le profil de rugosité et la puissance de coupe	145
V.2.1.2 Corrélation entre les couches affectées et la puissance de coupe	147
V.2.1.3 Discussion sur les corrélations directes	153
V.2.2 Analyse statistique.....	154
V.2.2.1 Approche globale.....	154
V.2.2.2 Approche locale.....	158
V.2.3 Discussion sur les modèles.....	160
V.2.3.1 Influence des conditions de coupe et de l'usure outil dans la modélisation	161
V.2.3.2 Prise en compte des perturbations d'usinage.....	162
V.2.3.3 Autres modèles expérimentés.....	163
V.3 Application de la détection et de la quantification des anomalies d'usinage en perçage.....	164
V.3.1 Définition du capteur idéal pour le contrôle de l'intégrité de surface	164
V.3.2 Actions à appliquer lors de la détection d'une anomalie.....	166
V.3.3 Utilisation de la surveillance d'usinage pour la validation du procédé.....	167
V.4 Application de la méthode à l'opération de finition	168
Conclusion	169

INTRODUCTION

La maîtrise de l'intégrité de surface par des techniques de surveillance en usinage nécessite au préalable la compréhension des relations existantes entre l'intégrité de surface et les signaux enregistrés au cours de l'opération d'usinage.

Les chapitres III et IV ont présenté respectivement les différents critères géométriques et l'état métallurgique relevés sur les surfaces des perçages, ainsi que les divers critères extraits des signaux issus des capteurs de surveillance d'usinage. A partir de ces informations, des corrélations sont établies entre l'intégrité de surface et les signaux enregistrés durant l'usinage, pour l'ensemble des essais réalisés.

En début de ce chapitre, un état de l'art des travaux sur la modélisation de relation à partir de résultats expérimentaux, et à l'aide de la surveillance d'usinage est présenté. Ensuite, une identification directe et une analyse statistique entre les critères d'intégrité de surface et les signaux permettent de réaliser des modèles de relations identifiées, basés sur des régressions linéaires multiples. Enfin, nous proposons une discussion sur les applications potentielles des corrélations mises en avant.

V.1 ETAT DE L'ART SUR LA SURVEILLANCE D'USINAGE

La mise en place de systèmes de surveillance d'usinage nécessite plusieurs étapes :

- le choix des critères qui seront utilisés pour la surveillance,
- l'établissement du ou des modèles représentatifs des relations entre les critères sélectionnés et l'élément à surveiller,
- l'établissement de seuils ou de niveaux d'acceptabilité,
- la définition de l'algorithme de décision par rapport à l'objectif visé.

Ce paragraphe dresse un état des lieux des différentes techniques employées dans la littérature pour la mise en place de la surveillance d'usinage et, en particulier, pour surveiller la qualité de la pièce usinée.

V.1.1 Mise au point d'un système de surveillance d'usinage

V.1.1.1 Sélection des critères de surveillance

La grande variété de critères pouvant être extraits des signaux de surveillance, oblige les auteurs à faire des choix parmi ces critères afin d'obtenir l'information la plus pertinente pour l'application recherchée. Pour atteindre cet objectif, ils utilisent plusieurs méthodes de sélection de critères. La méthode la plus couramment utilisée est l'**identification directe**. Elle consiste à identifier, de manière empirique ou par des lois physiques, une relation entre deux paramètres. L'utilisation de méthode statistique, quant à elle, permet de prendre en compte un grand nombre de critères ou de paramètres afin de mettre en évidence des corrélations (identification indirecte).

Il existe plusieurs méthodes de calcul : la corrélation de Pearson (linéaire) et les corrélations de Spearman et Kendall (non-linéaires). Le coefficient de corrélation de Pearson est le plus utilisé en usinage. Il rend compte de la qualité d'une relation linéaire (r) entre deux variables : $r = 1$ pour une corrélation parfaite et $r = 0$ lorsqu'il n'y a aucune corrélation. Il est égal à la racine carré du coefficient de détermination de la régression linéaire. L'équation V.1.1 permet de calculer le coefficient de corrélation de Pearson (r) à partir des écart-types σ_X et σ_Y , de deux variables aléatoires X et Y , et de la covariance de X et Y .

équation V.1.1

$$r = \frac{\text{cov}(X,Y)}{\sigma_X \sigma_Y}$$

Jérôme Gravier [Gravier 2008] utilise les matrices de corrélation de Pearson afin de déterminer les critères les plus pertinents pour modéliser l'épaisseur de couche affectée pour le tournage de super finition du cuivre pur. Cependant, pour utiliser cette méthode, il faut s'assurer que les variables sont normalement distribuées et que les données ne contiennent pas de valeurs extrêmes, car elles affectent le résultat. Enfin, le coefficient de corrélation de Pearson peut parfois être faible mais cela ne signifie pas qu'il n'existe aucune relation entre les variables ; elle peut par exemple être de type non-linéaire.

L'analyse en composante principale (PCA Principal Component Analysis) est une technique qui utilise les matrices de corrélation de Pearson afin de déterminer, par une méthode itérative, les critères les plus pertinents pour modéliser une donnée d'entrée de la matrice. Cette technique permet d'éliminer les termes redondants ou inutiles pour le modèle. Shi et Debard [Shi 2007] [Debard 2010] utilisent l'analyse en composante principale pour choisir les éléments à prendre en compte dans la modélisation de l'usure de l'outil pour le brochage et le fraisage à partir de plusieurs capteurs.

V.1.1.2 Modélisation des relations

A partir de la sélection des critères, les relations existantes entre les critères peuvent être modélisées à l'aide de méthodes mathématiques. Actuellement, deux méthodes sont principalement employées dans les études sur la surveillance d'usinage ; les régressions et les réseaux de neurones.

Trois types de régressions composent l'essentiel des modèles utilisés. Les **régressions linéaires** ou régressions linéaires multiples ($y = Ax_1+Bx_2+Cx_3+\dots+Zx_i$) sont couramment employées pour les plans d'expériences [Gravier 2008]. Les **lois de puissance** ($y = Ax_1^Bx_2^Cx_3^D$) sont aussi très utilisées en usinage pour modéliser notamment l'usure de l'outil (modèle de Taylor). Les coefficients des lois de puissance sont établis de la même manière que les régressions linéaires multiples en se servant des propriétés des logarithmes. Enfin, les **régressions non-linéaires**, parmi lesquelles nous retrouvons les formes quadratiques et exponentielles, sont souvent choisies lorsque l'évolution d'un critère en fonction d'un autre décrit une courbe identifiable par une équation non-linéaire. Les coefficients de ces équations sont généralement déterminés par la méthode des moindres carrés.

La limite de ces modèles statistiques est la difficulté à prendre en compte un nombre important de facteurs. Néanmoins, dès l'instant où la matrice d'entrée est définie, les outils logiciels existants sont efficaces, rapides et faciles d'utilisation.

Les réseaux neuronaux sont une alternative aux modèles mathématiques classiques et sont capables de combiner la sélection des critères ainsi que la modélisation d'une relation. Ce sont des systèmes d'intelligence artificielle dont la structure et le fonctionnement tentent d'imiter le cerveau humain. Les réseaux neuronaux sont conçus pour simuler les méthodes de traitement de l'information par apprentissage. Ils sont utilisés dans la reconnaissance des formes (caractères alphabétiques), en analyse et en synthèse vocale. Ces systèmes sont fréquents en usinage car ils permettent d'utiliser une grande quantité d'informations issues de plusieurs capteurs. Ainsi, Abu-Mahfouz [Abu-Mahfouz 2003] présente une comparaison entre plusieurs architectures de réseaux neuronaux pour le contrôle d'usure de forets hélicoïdaux. L'algorithme utilise l'analyse de signaux vibratoires comme unique source d'informations du processus d'usinage. La procédure expérimentale consiste en l'acquisition des données vibratoires dans les domaines temporel et fréquentiel sur les différents forets usés artificiellement pour six conditions de coupe différentes (selon V_c , f). Les résultats montrent l'efficacité et la robustesse du réseau de neurones (à partir de signaux de vibration) avec une réussite

de détection de l'usure outil à 100%, et une classification de l'usure réelle par rapport aux usures artificielles à 80%.

Les principales limites des réseaux neuronaux sont :

- la difficulté à établir des liens physiques entre les paramètres du réseau,
- le nombre conséquent d'essais nécessaires pour réaliser l'apprentissage,
- les choix des conditions d'apprentissage du réseau (poids initiaux, nombre de nœuds cachés, fonction de performance choisie, etc...),
- les difficultés d'extrapolation en dehors du domaine d'apprentissage (généralisation du modèle).

Tous ces paramètres vont en effet déterminer la qualité de la prédiction du réseau [Dimla 2000b].

Les réseaux neuronaux les plus utilisés pour la surveillance d'usinage ont une architecture de type « feedforward-backpropagation ». Le terme « feedforward » désigne l'information circulant uniquement des entrées vers la sortie du réseau. L'apprentissage de type « backpropagation » modifie le poids des fonctions de transfert à l'aide de l'erreur de prédiction. Ces réseaux ont l'avantage d'être simples et la fonction d'apprentissage permet de relativement limiter le nombre de données nécessaires (même si ce nombre reste conséquent).

D'autres méthodologies de modélisation ont été testées pour des applications de surveillance d'usinage [Teti 2010]. Ainsi, les machines à vecteurs de support (Support Vector Machine) ont été utilisées par Shi [Shi 2007] pour modéliser l'usure en brochage et par Salgado [Salgado 2009] pour la rugosité en tournage. Les SVM sont mieux adaptés par rapport aux réseaux neuronaux pour les modélisations avec un faible nombre d'essais et permettent une meilleure généralisation du modèle [Shi 2007].

Les modèles ainsi établis permettent la prédiction de valeurs pouvant être comparées à un état de référence (base de données) ou à des seuils afin de prendre une décision.

V.1.1.3 Prise de décision

La stratégie de prise de décision constitue l'ultime étape de mise au point du système de surveillance d'usinage. Trois méthodes sont principalement utilisées :

- **Les systèmes experts** qui utilisent une base de données établie sur un domaine d'application par une expertise humaine et souvent expérimentale. La décision est prise par comparaison avec la base de données. Ces systèmes sont très employés dans l'industrie car ils sont relativement faciles à mettre en œuvre et bien adaptés aux systèmes de surveillance mono-capteur. Par exemple, les seuils ou les enveloppes, définis à partir d'un signal de référence pour détecter des problèmes d'usinage, font partie de ces

systemes experts [Byrne 1995]. La Figure V.1.1 présente quatre types de seuils : deux seuils statiques pour le signal brut ou sur une valeur moyenne et deux seuils dynamiques calculés à partir du signal.

- **Les algorithmes de logique floue** sont des systemes logiques non classiques où le resultat d'une operation s'exprime davantage comme une probabilité que comme une certitude. Ces systemes permettent de prendre en compte des populations de donnees qui sont partiellement liées entre elles. Perrin [Perrin 2007] a développé un algorithme de logique floue afin de classer la qualité métallurgique de trous percés dans l'Inconel[®] 718, à partir des signaux d'effort et de couple.
- **Les réseaux neuronaux** peuvent également être utilisés pour la prise de décision. Ils sont capables aussi bien de classifications binaires que d'estimations de probabilité d'appartenance [Rivals 1995].

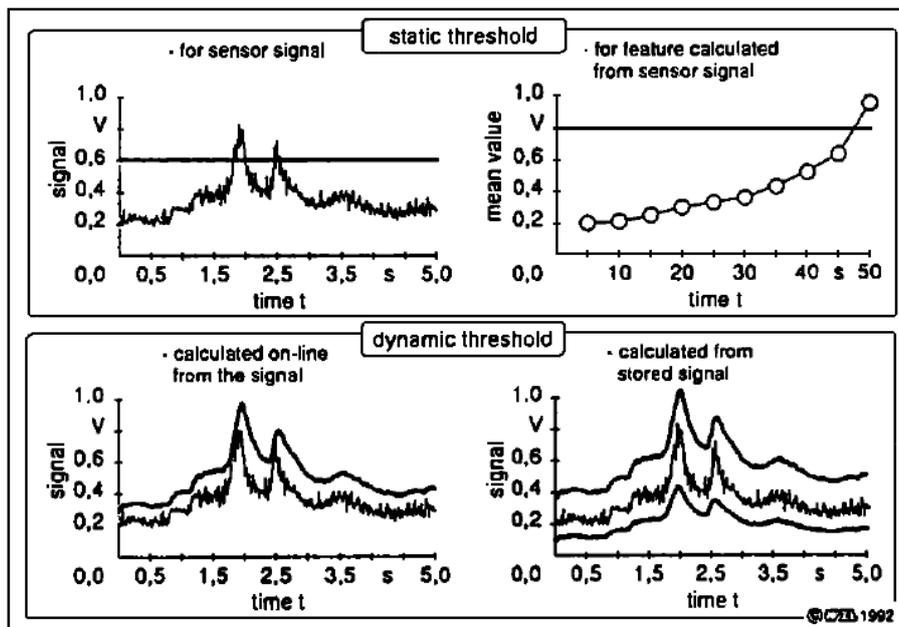


Figure V.1.1 : Méthodes de détection de défaillance par seuils et enveloppes [Byrne 1995].

Toutes ces méthodes peuvent être notamment combinées pour réaliser un système de surveillance [Teti 2010].

Les systèmes explicités sont généralement réalisés à partir d'une base de données expérimentale et sont donc bornés aux limites du domaine d'étude. Ceci constitue le plus grand inconvénient des modèles déterminés à partir de données expérimentales. De plus, le modèle risque de se révéler obsolète lorsque la base de données ne prend pas en compte un paramètre du contexte d'usage influençant le résultat.

V.1.2 Application de la surveillance d'usinage pour la maîtrise de l'intégrité de surface

Les études concernant l'intégrité de surface montrent une forte corrélation entre les conditions de coupe, l'usure de l'outil et l'intégrité de surface. A partir de cette constatation, Radhakrishnan [Radhakrishnan 1981] et Kwong [Kwong 2008] ont intégré l'usure dans leurs plans d'essais comme un paramètre d'entrée (par une décomposition de l'usure V_b en plusieurs niveaux) pour en identifier l'influence sur l'intégrité de surface.

V.1.2.1 Modélisation de l'usure de l'outil

L'une des approches développées dans le projet ACCENT, présentée à la Figure V.1.2, consiste aussi à intégrer la modélisation de l'usure comme un paramètre d'entrée pour la prédiction de l'intégrité de surface. La Figure V.1.2 schématise le processus de modélisation de l'intégrité de surface (SI) par les conditions de coupe (CC), les signaux de surveillance d'usinage (PM) et l'usure de l'outil (W). Ainsi, l'usure est exprimée comme une fonction dépendant des conditions de coupe (CC) et des signaux (PM), eux-mêmes exprimés à partir des conditions de coupe et du temps. Ensuite, l'intégrité de surface est à son tour exprimée comme une fonction des conditions de coupe (CC), des signaux (PM) et de l'usure (W). Le schéma montre que finalement l'intégrité de surface peut théoriquement être exprimée seulement à partir des conditions de coupe et du temps ($SI=h(g(f(CC,t)))$).

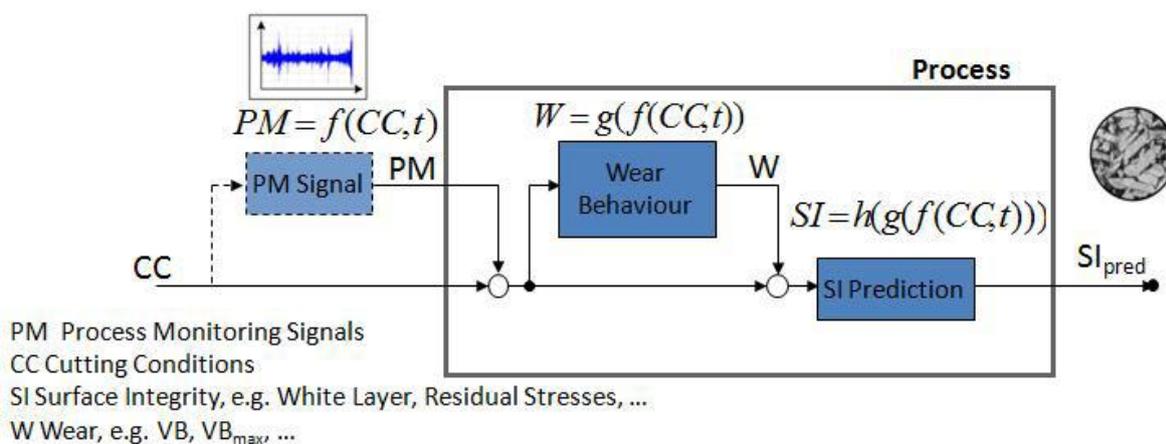


Figure V.1.2 : Schéma de la modélisation de l'intégrité de surface développée dans le projet ACCENT [Debard 2010]

D'autre part, la modélisation de l'usure de l'outil par la surveillance d'usinage est un domaine largement étudié. Dimla [Dimla 2000], Jantunen [Jantunen 2002] et Teti [Teti 2010] dressent un bilan des techniques de surveillance d'usinage pour le contrôle de l'usure outil (Tool Condition Monitoring). Parmi les études citées, les meilleurs résultats sont obtenus avec des réseaux neuronaux associés à plusieurs capteurs. Des résultats similaires à ceux présentés précédemment pour Abu-Mahfouz [Abu-Mahfouz 2003] (paragraphe V.1.1) ont été obtenus par Dimla [Dimla 2000a] [Dimla 2000b]. Ce dernier utilise un réseau neuronal afin de prédire l'état de l'outil (« affuté », « partiellement usé » ou « usé ») pour le tournage à sec d'un acier à partir des signaux d'efforts et de vibrations. Le

système est capable de classer l'état de l'outil avec plus de 90% de réussite sur les trois critères et 100% de réussite pour les usures sévères. Cependant, ces résultats sont rapidement détériorés lorsque les conditions de coupe (V_c , f) changent. De plus, la classification de l'usure reste subjective et donc discutable.

Ces études montrent que l'usure peut être modélisée de façon très satisfaisante par les signaux de surveillance d'usinage. La difficulté de l'approche développée dans le cadre d'ACCENT (Figure V.1.2) est de choisir le ou les critères d'usure à modéliser ayant un lien avec l'intégrité de surface, sur des matériaux usinés qui engendrent des usures catastrophiques, potentiellement éloignées des critères classiques (V_b , K_t). Cependant, elle révèle aussi le désir des industriels de mieux maîtriser la durée de vie de leurs outils (consommation excessive d'outils dans l'aéronautique : paragraphe I) en parallèle de l'intégrité de surface.

D'un point de vue théorique, si l'usure est modélisée à partir des mêmes signaux et des mêmes conditions de coupe que l'intégrité de surface, alors l'étape de modélisation intermédiaire de l'usure peut être évitée. D'un point de vue analyse, cette étape de modélisation de l'usure peut aider à la compréhension des phénomènes physiques mis en jeu. Par contre, elle peut aussi amener une perte d'information (erreur sur l'usure prédite) ou alourdir la modélisation par le nombre de critères.

Le paragraphe suivant présente des travaux menés afin de prédire directement l'intégrité de surface à partir des signaux de surveillance.

V.1.2.2 Modélisation de l'intégrité de surface

Peu d'études traitent de la modélisation de l'intégrité de surface dans sa globalité [Ulutan 2011], par contre, de nombreux auteurs se sont intéressés à des problématiques ciblées comme : la rugosité, la bavure, les anomalies de surface et de microstructure.

V.1.2.2.1 Modélisation de l'état de surface

La modélisation de l'état de surface est largement étudiée depuis le début des années 80, car c'est une caractéristique essentielle que doivent respecter les pièces fabriquées, notamment pour leur tenue en fatigue (paragraphe III.1.5).

Azouzi et al. [Azouzi 1997] utilisent les réseaux neuronaux afin de modéliser la rugosité (R_a) et la déviation géométrique de la surface usinée lors du tournage d'un acier. Ils mesurent les efforts, l'accélération et les émissions acoustiques. Trente architectures de réseaux neuronaux sont comparées et les meilleurs résultats sont obtenus en prenant en compte l'avance, la prise de passe, l'effort d'avance et l'effort radial. Ainsi, ils obtiennent une prédiction de la rugosité R_a avec une erreur allant de 2 à 25 % et une prédiction de la déviation géométrique de la surface usinée avec une erreur de moyenne de 6 μm pour des valeurs comprises entre -20 et +20 μm . Abouelatta et al. [Abouelatta 2001] établissent des modèles à base de lois de puissance, après identification des paramètres les plus

influents par coefficient de corrélation, pour le tournage d'un acier. Les résultats obtenus sont plus faibles qu'Azouzi ($R^2 = 0,1$ à $0,4$). Salgado [Salgado 2009] utilise une version aux moindres carrés d'une machine à vecteurs de support (LS-SVM) pour modéliser le Ra en tournage et obtient une erreur comprise entre 6 et 8%. Chang [Chang 2007] propose un modèle de régression linéaire à partir du signal d'un capteur de déplacement (capacitif) de la broche pour le fraisage d'un acier haute performance pour moules (NAK80). Le modèle développé permet une prédiction du critère de rugosité Ra avec une erreur de 5 %.

Enfin, dans son étude, Moreau [Moreau 2010] modélise la surface usinée en trois dimensions en fonction des déplacements de l'outil pour le fraisage et le tournage. Les résultats en fraisage sont très encourageants. Cependant, en tournage, même si la position des stries d'usinage est parfaitement corrélée, l'erreur sur l'amplitude est très importante.

Les efforts de coupe et les vibrations représentent les signaux les plus efficaces afin de prédire l'état de surface. De plus, ce sont aussi les types de signaux les plus étudiés. Les modèles donnant les meilleurs résultats sont obtenus avec les réseaux neuronaux ou les machines à vecteurs de support [Salgado 2009]. D'un point de vue général, le critère de rugosité Ra va augmenter en même temps que les efforts de coupe [Pawade 2007]. Toutefois, ce n'est pas toujours vrai en raison du phénomène de « l'outil effaceur de matière » [Marty 2003], notamment, en perçage où le recouvrement des listels joue un rôle prépondérant sur la rugosité.

D'excellents résultats [Chang 2007] [Moreau 2010] sont obtenus avec les capteurs de déplacement mais la mise en place de ces capteurs n'est pas toujours compatible avec une utilisation industrielle.

V.1.2.2.2 Modélisation de la hauteur de bavure

Peña [Peña 2005] propose et évalue une méthode de surveillance, basée sur la mesure du couple et de l'effort à partir du courant consommé par l'axe Z et par la broche, afin de détecter la formation de bavure dans le perçage à grande vitesse et à sec de l'aluminium aéronautique AA-7075-T6. Cinq caractéristiques de ces signaux peuvent être reliées à la hauteur de la bavure. Par exemple, la valeur maximale des signaux avant que l'outil ne débouche, est rapportée à la valeur moyenne du signal de référence. Plus ce rapport est important, plus la bavure est importante. De même, la durée et l'amplitude des perturbations des signaux (composante dynamique) durant la phase de sortie du perçage sont en lien avec la formation de la bavure.

Les caractéristiques choisies sur les signaux sont sensibles à la bavure de sortie du perçage mais insensibles aux changements des paramètres de coupe. Un algorithme de détection par seuil a permis de prédire avec 92 % de réussite la présence de bavure pour la plage de paramètres testés.

Perrin détermine aussi une longueur de bavure en mesurant la durée de sortie du foret de la matière, à partir de la morphologie de la courbe d'effort d'avance Fz. L'erreur de prédiction est inférieure à 30 % jusqu'à une longueur de bavure de 2 mm. Au-delà de 2 mm, le calcul donne des valeurs supérieures à la réalité en raison d'un phénomène d'asymptote de la hauteur de bavure (bavure arrachée). La méthode de mesure de la durée de la phase de sortie du foret n'est pas automatisée et nécessite une analyse temporelle du signal de l'effort Fz.

V.1.2.2.3 Détection de micro-anomalies de surface

Les micro-anomalies de surface (paragraphe III.1.3.2 et III.2.2.2) sont les défauts d'intégrité de surface les plus difficiles à quantifier. Axinte [Axinte 2004] dresse un bilan (Tableau V.1.1) de l'efficacité des capteurs d'émission acoustique, d'effort et de vibration pour la détection d'anomalies de surface dans le brochage de l'Inconel[®] 718 et du Ti6Al4V.

Tableau V.1.1 : Efficacité des capteurs de surveillance d'usinage pour la détection de micro anomalies de surface dans le brochage de l'Inconel[®] 718 [Axinte 2004].

Overview of the sensor effectiveness to detect defects of the machined surfaces

Output signals used for detection	Workpiece surface defects						
	Profile deviation	Burr	Chatter	Plucking	Smearing	Laps	Flaking
Acoustic emission		○		●/■	●/□	●/■	●/□
Cutting forces	●	●	○/■				
Vibration			○/■				

Time domain: (●), high effectiveness; (○), reduced effectiveness.
Frequency domain: (■), high effectiveness; (□), reduced effectiveness.

D'après ces travaux, seuls les signaux d'émission acoustique sont capables de détecter les micro-anomalies de surface telles que :

- les arrachements (plucking) et l'étalement de matière (laps) par une analyse temporelle et fréquentielle,
- les copeaux collés (smearing) et l'écaillage (flaking) uniquement par une étude temporelle des signaux.

En revanche, aucune modélisation de ces anomalies par les signaux d'émission acoustique n'est réalisée.

Ce tableau confirme aussi que la déviation du profil et la formation de la bavure peuvent être déterminées via une analyse temporelle des signaux d'efforts. De même, les marques de vibration sont identifiables par une analyse fréquentielle des signaux d'effort et d'accélération.

V.1.2.2.4 Modélisation d'anomalies de microstructure

Dans leur étude sur le tournage de l'Inconel[®] 718, Sharman et al. [Sharman 2006], montrent une corrélation entre la résultante des efforts et la profondeur de la zone affectée du matériau. Ils mettent en évidence une relation de proportionnalité entre les efforts et la profondeur de la zone

déformée plastiquement, mais également avec la dureté maximale au bord de la surface usinée (Figure V.1.3.a). La même corrélation a été mise en avant par Gravier [Gravier 2008] entre l'épaisseur de couche affectée et la puissance de coupe pour le tournage du cuivre pur (Figure V.1.3.b). L'épaisseur affectée, décrite par cet auteur, comprend une couche de matière recristallisée et une couche écrouie.

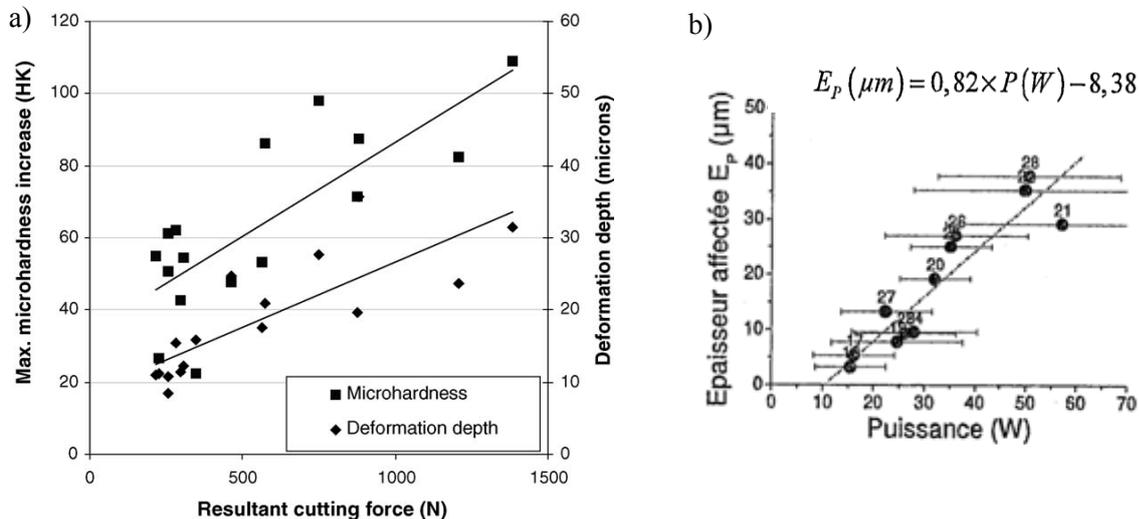


Figure V.1.3 : (a) Corrélation entre les efforts de coupe et la valeur maximale de micro-dureté ou l'épaisseur de microstructure déformée [Sharman 2006]. (b) Corrélation entre la puissance de coupe et l'épaisseur affectée [Gravier 2009].

Enfin, Perrin [Perrin 2007] établit une classification des trous percés en fonction des signaux de couple et d'effort et quantifie aussi l'épaisseur thermo-mécaniquement affectée lors du perçage par ces mêmes signaux. A partir de plusieurs critères comme : l'énergie, le couple et l'effort de pénétration, cet auteur compare, par différence ou quotient, les valeurs maximales relevées pendant le perçage aux valeurs relevées en début de perçage. L'aire sous les courbes de couple et d'effort de pénétration est aussi utilisée pour estimer cette couche affectée. L'erreur d'estimation de l'épaisseur maximale thermo-mécaniquement affectée est inférieure à 30 %. Néanmoins, la méthode de calcul n'est pas toujours automatisée et nécessite une analyse temporelle des signaux (prise en compte de l'allure des courbes).

Les contraintes résiduelles sont dans de nombreuses études reliées aux couches thermo-mécaniquement affectées. Cependant, à notre connaissance, peu de travaux traitent de leur modélisation par les signaux de surveillance d'usinage. Néanmoins, elles sont modélisées depuis les années 90 par des calculs éléments finis en fonction des conditions de coupe [Sadat 1991]. Cette absence de modélisation expérimentale des contraintes résiduelles générées lors de l'usinage peut s'expliquer par le coût élevé des analyses, l'absence de valeur seuil définie par les bureaux d'études (en comparaison avec la rugosité) et l'utilisation d'opérations de mise en compression après usinage (grenailage), sur les pièces aéronautiques.

V.1.3 Synthèse de l'état de l'art de la surveillance en usinage

La modélisation de l'état de surface et de l'usure de l'outil par les moyens de surveillance d'usinage est largement étudiée et offre des perspectives d'application intéressantes. Par contre, peu de publications traitent de relation entre les anomalies d'usinage et les signaux enregistrés durant le procédé. Ceci s'explique par une demande relativement récente des industriels sur la maîtrise de l'intégrité de surface.

L'objectif de notre étude est de rechercher les corrélations entre les critères d'intégrité de surface (paragraphe III.2) et les caractéristiques des signaux (paragraphe IV.2). Contrairement à la méthodologie ACCENT basée sur une modélisation de l'usure de l'outil, nous avons choisi de modéliser l'intégrité de surface directement avec les signaux enregistrés sans prendre en compte cette usure. Elle est logiquement intégrée dans les signaux enregistrés.

Parmi les modèles listés, les régressions linéaires multiples sont les moins performantes en terme de prédiction. Néanmoins, elles sont relativement simples à utiliser, facilitent la compréhension des liens physiques entre les termes de l'équation et sont bien souvent plus généralisables. Notamment, elles sont nécessaires pour les modélisations des anomalies de microstructure mises en avant par Sharman et Gravier.

V.2 CORRELATIONS ENTRE LES SIGNAUX ET L'INTEGRITE DE SURFACE

A partir des analyses décrites dans les chapitres III et IV, des corrélations entre les critères d'intégrité de surface et les caractéristiques des signaux sont mises en évidence dans cette partie.

Plusieurs méthodes seront utilisées afin de réaliser ces corrélations : une identification directe et une étude statistique pour modéliser l'ensemble des mesures d'intégrité de surface relevées sur les échantillons d'essais. Enfin, une étude de l'influence des perturbations d'usinage, des conditions de coupe et de l'usure outil sur les modèles sera proposée.

V.2.1 Corrélations directes entre l'intégrité de surface et les signaux

Avant d'effectuer une analyse statistique, des corrélations directes peuvent être réalisées entre les signaux et les critères d'intégrité de surface. Une corrélation directe entre deux paramètres permet un traitement rapide de l'information et donc une application simplifiée dans un contexte industriel. Cette première analyse a permis de dégager les corrélations directes de trois critères d'intégrité de surface avec la puissance de coupe. Ces trois critères sont : le profil de rugosité et deux anomalies de microstructure (l'épaisseur de la couche γ' dissous et le paramètre t_1 caractérisant l'écroûissage).

V.2.1.1 Corrélation entre le profil de rugosité et la puissance de coupe

La Figure V.2.1 montre deux exemples de corrélation entre la composante statique du signal de puissance et le profil de rugosité. Chaque profil de rugosité présenté, est un profil moyen obtenu à partir d'une surface scannée le long du perçage, sur une largeur de 1 mm. Les mesures sont effectuées à l'aide d'un profilomètre optique NT 1100 de marque VEECO (paragraphe III.2.2). L'échelle des profils de rugosité est inversée afin que les creux de rugosité correspondent à une augmentation de puissance. En effet, le couple étant la principale composante du signal de puissance, toute augmentation du rayon de coupe va entraîner une augmentation de la partie statique du signal du couple et donc de la puissance. Enfin, les profils de rugosité sont, dans certains cas, filtrés afin d'enlever les écarts de forme (ordre 1) (Figure V.2.1.b), ainsi que les arrachements (ordre 4) (Figure V.2.1.a et b). Seuls les ordres (2 et 3) permettant d'observer les stries d'usinage sont conservés. Pour rappel, les ordres de rugosité sont définis dans la norme [ISO4287 1998].

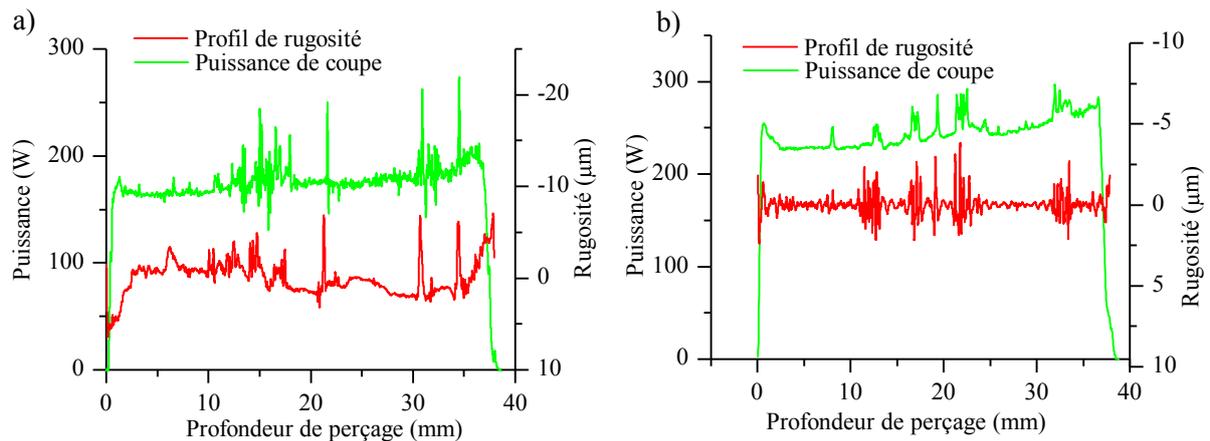


Figure V.2.1 : Corrélation entre la composante statique du signal de puissance et le profil de rugosité : a) profil brut pour V_c 17,5 m/min et f 0,1 mm/tr et b) profil filtré pour V_c 19 m/min f 0,1 mm/tr.

Cette corrélation concerne uniquement les conditions de coupe identifiées par le domaine bleu sur la Figure V.2.2. Lorsque les stries de remontée sont trop prononcées (domaine rouge sur la Figure V.2.2), celles-ci recoupent les stries d'usinage, modifiant l'état de surface généré lors du perçage. En effet, les stries de remontée sont du même ordre de grandeur que les stries d'usinage observées sur les profils.

Les variations du profil de rugosité sont probablement la conséquence d'une arête rapportée ou/et d'un bourrage de copeau. Le phénomène d'arête rapportée est caractéristique des alliages base-Nickel [Ezugwu 1998] ; une adhésion du matériau a d'ailleurs été observée sur les outils (Paragraphe II.3). D'un autre côté, une adhésion d'un copeau sur un listel pendant plusieurs tours est probable car l'évacuation des copeaux n'est pas favorisée par la lubrification, contrairement à un perçage dans le plein. En effet, l'arrosage se situe derrière les listels et la présence d'un avant trou provoque l'évacuation du lubrifiant des deux cotés du perçage.

Lorsque les conditions de coupe augmentent, les variations de puissance (pics) sont moins prononcées (au-delà du domaine bleu). Etant donné que le fractionnement du copeau est plus important pour les conditions de coupe sévères (Paragraphe II.2.2), l'hypothèse d'une meilleure évacuation des copeaux est privilégiée.

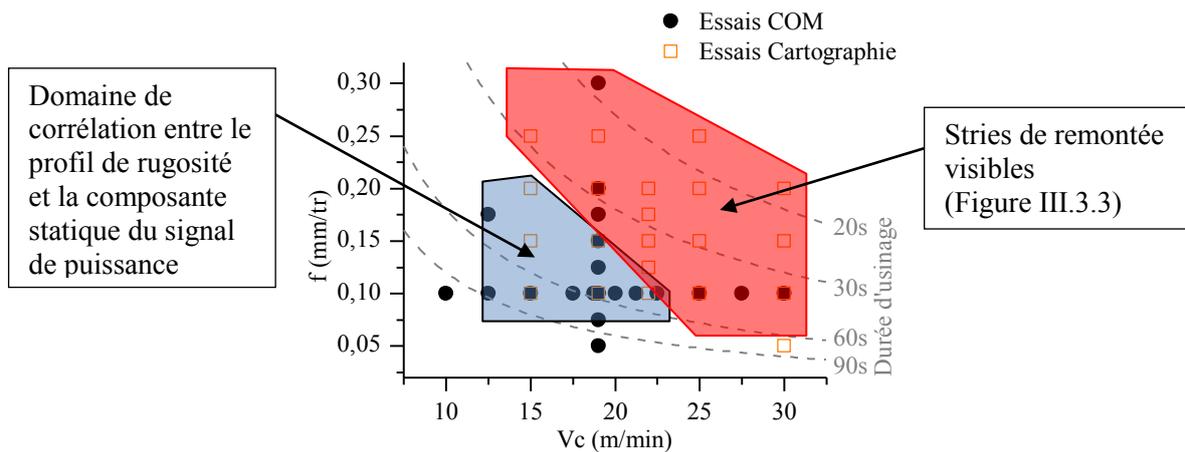


Figure V.2.2 : Domaine de corrélation entre le profil de rugosité et la composante statique du signal de puissance.

Sur la Figure V.2.1, l'amplitude des variations de rugosité est proportionnelle à l'amplitude des pics de puissance. L'équation V.2.1 permet d'estimer le profil de rugosité à partir de la composante statique de la puissance et de la valeur moyenne de la puissance sur la totalité du perçage. Il est parfois nécessaire de redresser le signal de puissance (Filtre fréquentiel passe bande 1- 6 Hz). Enfin, la puissance moyenne consommée peut être aussi estimée à partir des conditions de coupe et du coefficient spécifique de coupe afin de créer un système de prédiction en temps réel.

Le coefficient correcteur de l'équation V.2.1 est peu affecté par les conditions de coupe ou la puissance moyenne. Cependant, cette corrélation est limitée à un domaine de conditions de coupe (en bleu sur la Figure V.2.2), où la puissance de coupe varie peu (100 - 300 W). L'erreur de prédiction est inférieure à 10 % pour les pics de rugosité.

équation V.2.1
$$R_{filtré} = -0,1 \times (P_{spindle} - P_{moyenne})$$

La prédiction de telles variations de profil peut être intéressante pour des opérations de finition où les spécifications de rugosité sont primordiales pour la tenue en fatigue des pièces. Les contrôles de rugosité effectués en production sont localisés et ne peuvent pas toujours détecter de telles stries d'usinage. De plus, certaines zones usinées ne sont pas accessibles aux contrôles de rugosité.

V.2.1.2 Corrélation entre les couches affectées et la puissance de coupe

Une corrélation directe est réalisée entre l'évolution de l'épaisseur de la couche de γ' primaires dissous, le paramètre t1 et la composante statique de la puissance mesurée. La Figure V.2.3 montre l'exemple d'un perçage réalisé lors des essais COM à Vc 25 m/min et f 0,1 mm/tr où l'augmentation de puissance se corrèle parfaitement avec l'apparition d'une couche de γ' primaires dissous et l'augmentation du paramètre t1. Cette corrélation est visible malgré les incertitudes

importantes sur les deux critères d'intégrité de surface, représentées par les barres d'erreurs sur la Figure V.2.3.

Le paragraphe III.3 met en avant la corrélation entre ces deux critères d'intégrité de surface pour les conditions de coupe les plus sévères. Pour rappel, l'épaisseur de la couche de γ' primaires dissous est associée à un effet thermique local très important et le paramètre t1 caractérise la variation de micro-dureté en profondeur liée à un effet mécanique en sous couche pouvant s'étendre sur 200 à 300 μm .

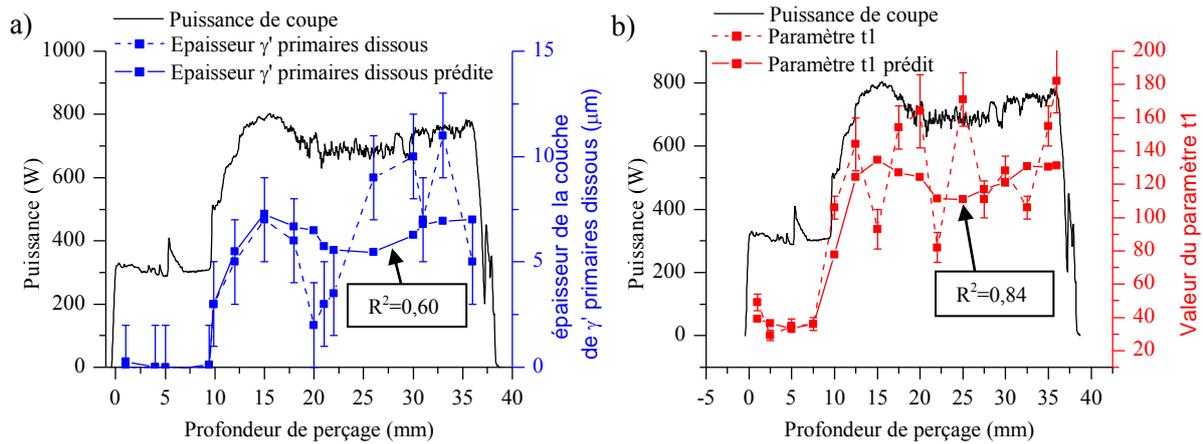


Figure V.2.3 : Corrélations de l'évolution de la puissance de coupe avec a) l'épaisseur de la couche de γ' p dissous et b) le paramètre t1 pour un perçage des essais COM à Vc 25 m/min et f 0,1 mm/tr.

A l'aide de régressions linéaires, il est possible de modéliser les deux critères d'intégrité de surface en fonction de la puissance de coupe (composante statique). Les coefficients des équations V.2.2 et V.2.3 sont déterminés pour le cas de la Figure V.2.3. Les prédictions obtenues sont représentées par les courbes bleue et rouge continues sur la même figure. Les coefficients de détermination R^2 permettent de rendre compte de la qualité des régressions. Les valeurs des R^2 n'intègrent pas l'incertitude de mesure des critères d'intégrité de surface ($\pm 1 \mu\text{m}$ pour l'épaisseur de γ' p dissous et ± 5 à 20 pour le paramètre t1).

$$\text{équation V.2.2} \quad \text{Epaisseur de la couche de } \gamma' \text{p dissous} = P_{\text{spindle}} \times 0,015 - 4,5 \quad R^2=0,60$$

$$\text{équation V.2.3} \quad t1 = P_{\text{spindle}} \times 0,2 - 26 \quad R^2=0,84$$

Etant donné que le couple constitue la composante principale de la puissance de coupe (paragraphe IV.3), la même corrélation peut donc être effectuée avec le couple. Cependant, l'effort d'avance apporte aussi une contribution permettant d'améliorer la relation entre le signal et les critères d'intégrité de surface.

Les relations entre ces deux critères d'intégrité de surface et la puissance s'expliquent par les variations de couple dues aux variations de frottement entre les listels et la matière. Cette

augmentation des frottements se traduit par une élévation de la température générant une couche principalement affectée thermiquement et une sous-couche affectée mécaniquement.

Des observations similaires ont été faites dans la littérature mais avec des évolutions de puissance plus progressives, qui sont caractéristiques de la formation d'une arête rapportée [Wagner 2011].

Cette augmentation brutale de la puissance peut notamment s'expliquer par un accroissement brusque des efforts en raison d'un écaillage de l'outil, comme montré par Nouari [Nouari 2008]. Cependant, la zone écaillée ne peut pas être localisée précisément sur l'arête de l'outil en raison de l'adhésion du matériau usiné sur l'outil. Cette adhésion se manifeste à partir d'une certaine vitesse de coupe (V_c critique) et se situe au niveau de l'arête de coupe en remplacement du revêtement.

Les conditions de coupe des perçages concernés par ces types de signaux sont représentées par la zone rouge sur la Figure V.2.4. De plus, ces signaux caractéristiques rappellent ceux des essais de coupure de lubrification pour les vitesses de coupe élevées ($V_c = 30$ m/min) montrant ainsi un lien fort avec les phénomènes thermiques du perçage.

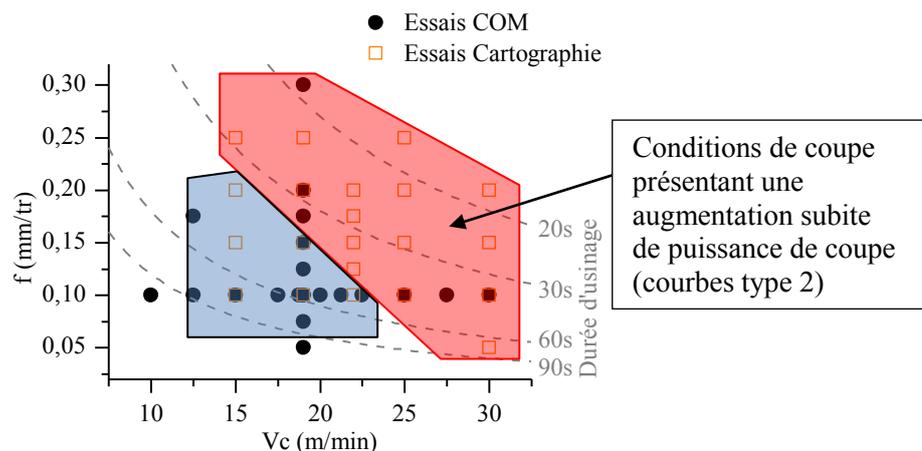


Figure V.2.4 : Localisation des signaux de puissance ayant un lien avec les profils de rugosité (en bleu) et les couches affectées (en rouge).

Les essais identifiés dans le domaine rouge ne présentent pas tous une couche de $\gamma'p$ dissous ou une augmentation significative du paramètre t_1 . De même, l'amplitude du décrochement n'est pas identique pour tous les signaux concernés. Nous allons donc vérifier si ces relations peuvent être réalisées sur l'ensemble des conditions de coupe, à partir de l'approche locale des essais « cartographie » et sur les essais mettant en jeu les perturbations d'usinage.

V.2.1.2.1 Vérification de la relation sur les essais « cartographie »

Comme explicitée aux paragraphes III.2 et IV.2, une analyse locale effectuée à 5 mm et à 32 mm de l'entrée des perçages permet de prendre en compte cette évolution particulière de l'intégrité de surface et des signaux. La Figure V.2.5.a montre la relation entre l'épaisseur de la couche de γ' p dissous et la composante statique de la puissance de coupe pour les valeurs relevées aux deux positions et sur l'ensemble des essais « cartographie ». La Figure V.2.5.b représente la corrélation entre la puissance et le paramètre t1. Une régression linéaire est calculée (domaine bleu) dans les deux cas et les équations sont notées sur les graphiques. Les droites rouges représentent les équations V.2.2 et V.2.3.

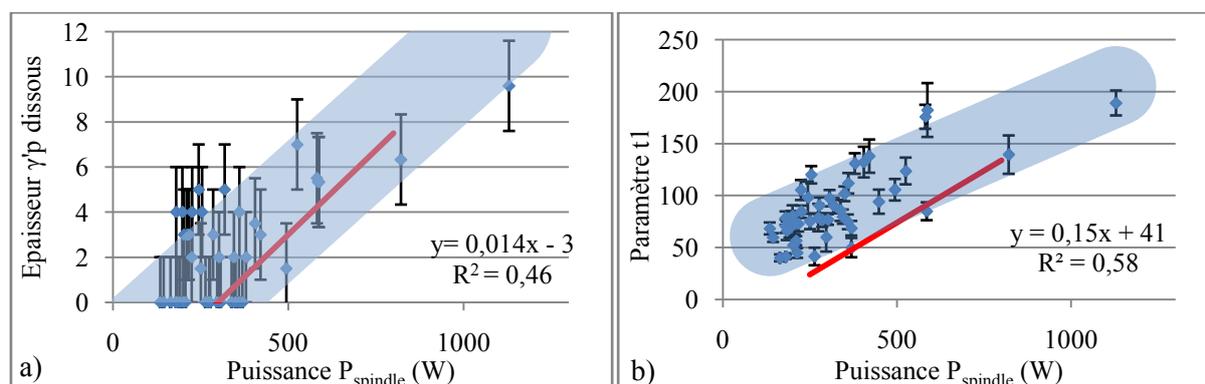


Figure V.2.5 : Relations entre a) l'épaisseur de la couche de γ' p dissous, b) le paramètre t1 et la composante statique de la puissance de coupe pour des valeurs localisées relevées sur l'ensemble des essais « cartographie ».

Les domaines bleus montrent des évolutions similaires par rapport aux droites rouges malgré des R^2 plus faibles que ceux des équations V.2.2 et V.2.3. Il est intéressant d'obtenir la même tendance durant un seul perçage (droites rouges) et pour un grand nombre de conditions de coupe (domaines bleus), indiquant ainsi que ces corrélations devraient peu dépendre des conditions de coupe.

V.2.1.2.2 Vérification de la relation avec les perturbations d'usinage

Les essais avec coupure de lubrification et les essais de variation du contexte d'usinage permettent eux aussi de mettre en évidence une relation linéaire entre la puissance de coupe et les couches thermo-mécaniquement affectées (Figure V.2.6, Figure V.2.7 et Figure V.2.8). Il est intéressant de constater que tous ces essais présentent les mêmes anomalies d'usinage et que les mêmes relations avec les signaux sont identifiées quelque soit le contexte d'usinage.

La relation entre l'épaisseur de la couche de γ' p dissous et la puissance de coupe est présentée sur la Figure V.2.6.a pour les essais avec coupure de lubrification. Il en est de même entre le paramètre t1 et la puissance de coupe sur la Figure V.2.6.b. Les régressions linéaires identifiées sur chacun des graphiques ont des pentes supérieures aux conditions « normales » de coupe (Figure V.2.5), qui

dénotent des phénomènes thermiques et mécaniques plus marqués, c'est-à-dire, une augmentation de la taille des défauts pour des puissances de coupe similaires aux conditions d'usinage en mode « normal ».

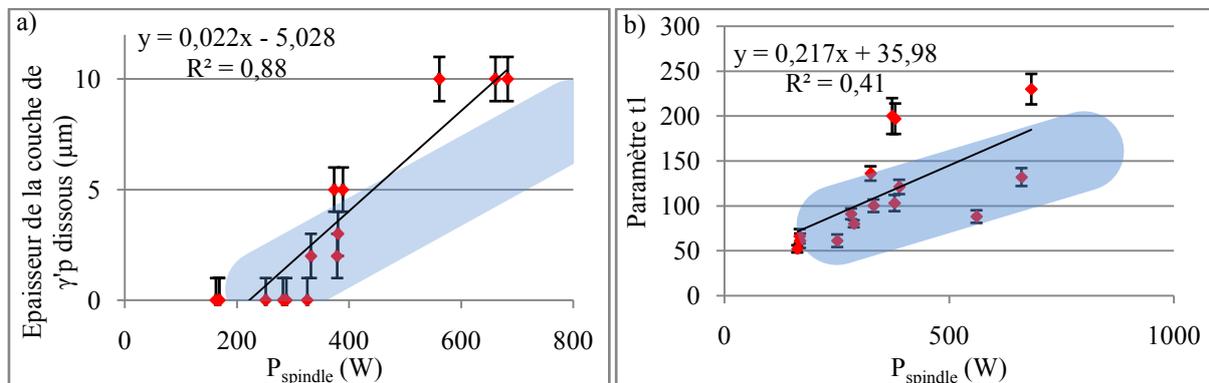


Figure V.2.6 : Relations entre a) l'épaisseur de γ' p dissous, b) le paramètre t_1 et la composante statique de la puissance de coupe pour des valeurs localisées à trois profondeurs dans le perçage et relevées sur 5 essais de coupe de lubrification.

Pour représenter l'influence de la dureté et de l'émulsion sur ces mêmes relations, les figures V.2.7 et V.2.8 prennent en compte respectivement les essais du plan d'expériences réalisés avec une émulsion à 7,5 % (et non 12,5 %) puis avec une dureté de la pièce à 470 HV₃₀. Evidemment, le plan d'expériences mis en place pour ces essais (paragraphe II.2.3.2) n'étant pas complet (plan fractionnaire 2⁻⁵), le défaut de position de l'outil par rapport à l'avant trou est intégré dans les résultats présentés dans les Figure V.2.7 et Figure V.2.8. Cependant, il a été démontré au Paragraphe III.3.2.2 que son influence sur ces deux anomalies n'est pas significative.

La Figure V.2.7 présente l'influence de la variation de dureté de la pièce sur les relations liant les deux critères d'intégrité de surface (épaisseur de la couche de γ' p dissous et paramètre t_1) et la puissance de coupe. La dureté à 470 HV₃₀ engendre une apparition de la couche de γ' p dissous pour une puissance inférieure à celle du matériau à 500 HV₃₀. Etant donné que le traitement de vieillissement influence uniquement la taille des γ' tertiaires [Jackson 1999], et que le phénomène observé est une dissolution des γ' primaires, la différence de comportement est donc probablement liée à une augmentation de la température de coupe.

A l'inverse, la dureté la plus faible engendre un écrouissage moins important pour une plage de puissance similaire, montrant ainsi une différence de comportement du matériau sous l'effet des sollicitations mécaniques.

La Figure V.2.8 dresse les mêmes corrélations en fonction du pourcentage d'émulsion pour une dureté de 470 HV₃₀. La Figure V.2.8.a montre que le pourcentage d'émulsion a lui aussi un effet prépondérant sur la couche de γ' p dissous, et non sur le paramètre t_1 (Figure V.2.8.b). Cette différence entre les deux critères d'intégrité de surface atteste que l'influence de l'émulsion est localisée au

niveau de la coupe (contact outil pièce) mais n'engendre pas forcément d'effet mécanique supplémentaire en sous-couche.

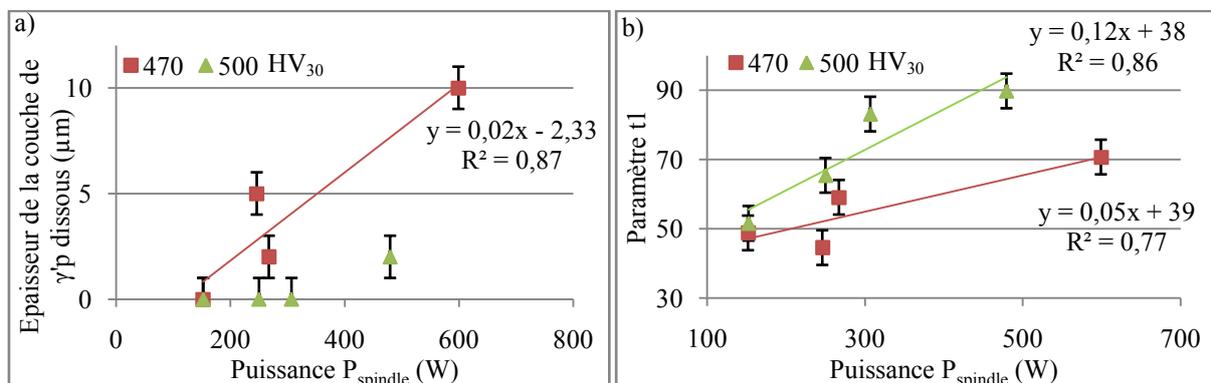


Figure V.2.7 : Influences de la dureté sur les relations : a) épaisseur γ' p dissous/puissance de coupe et b) paramètre t_1 /puissance de coupe pour une émulsion à 7,5 %.

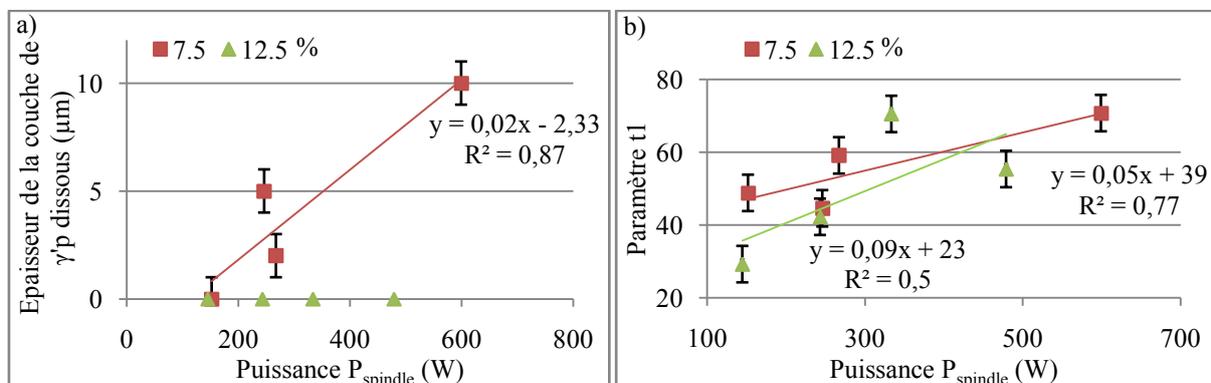


Figure V.2.8 : Influence de l'émulsion sur les relations : a) épaisseur de γ' p dissous/puissance de coupe et b) paramètre t_1 /puissance de coupe pour une dureté de la pièce à 470 HV₃₀.

Les variations de dureté et d'émulsion ont des influences prépondérantes sur l'apparition de la couche de γ' dissous. Etant donné que les puissances mesurées sont peu influencées par la dureté et l'émulsion, les modifications engendrant la couche de γ' dissous semblent donc localisées à l'interface outil matière. La dissolution des γ' primaires est donc probablement due à une élévation plus importante de la température engendrée par des frottements plus élevés ou à une mauvaise évacuation de la chaleur à l'interface outil-matière.

La dureté plus faible (470 HV₃₀) a été générée à l'aide d'un traitement thermique différent et non pas, par une variation du traitement thermique standard. Les processus de traitement thermique actuels sont bien maîtrisés. Il est donc peu probable d'observer de telles variations sur les pièces de production. Cependant, des erreurs de ce type sont possibles et les contrôles métallurgiques réalisés sur les pièces ne permettraient pas de détecter cette erreur de traitement thermique car les caractéristiques mécaniques obtenues avec le vieillissement « gros grain » répondent au cahier des

charges du matériau (Tableau III.2.1). Le risque serait donc de créer une couche de $\gamma'p$ dissous dans des conditions de coupe n'en générant pas normalement.

L'épaisseur de $\gamma'p$ dissous est un élément extrêmement néfaste (paragraphe III.1.5) pour la tenue en fatigue des pièces, cette couche doit donc être inexistante sur les pièces usinées. Une erreur de prédiction concluant à la présence de cette anomalie peut engendrer le rebut d'une pièce acceptable. A l'inverse, la non prédiction d'une couche réellement présente sur une pièce peut avoir des conséquences catastrophiques. Il est donc important de fiabiliser la modélisation de cette anomalie.

V.2.1.3 Discussion sur les corrélations directes

Les corrélations directes mises en avant dans ce paragraphe montrent que la puissance de coupe est un des éléments majeurs de la surveillance en perçage. Elle permet, dans le cadre de l'étude, de quantifier trois critères d'intégrité de surface (rugosité, épaisseur de $\gamma'p$ dissous et paramètre t_1) sur toute la plage des essais réalisés. Les corrélations directes réalisées donnent de bons résultats dans un contexte figé. Par contre, les relations sont modifiées dès lors que le contexte d'usinage est perturbé. La puissance ne permet pas de détecter les variations de dureté et d'émulsion ; ceci engendrerait une erreur d'interprétation. Il est donc nécessaire d'encadrer l'emploi de cette mesure par des informations supplémentaires sur le contexte d'usinage.

Les signaux de couple et d'efforts permettent bien entendu de réaliser les mêmes corrélations mais ces éléments restent moins adaptés à une utilisation industrielle. En outre, l'analyse des signaux des accéléromètres n'a pas permis de mettre en avant de corrélations directes semblables à celles obtenues avec la puissance.

L'une des questions concernant la modélisation de l'intégrité de surface par des signaux de surveillance d'usinage est la suivante : existe-t-il une signature sur les signaux pour chaque anomalie d'intégrité de surface identifiée ? La corrélation réalisée entre la puissance de coupe et le paramètre t_1 , sans prise en compte de l'usure outil ou des conditions de coupe, permet d'envisager cette perspective.

A travers une analyse statistique sur les critères relevés, le prochain paragraphe nous permettra d'apporter des éléments de réponse à cette question. De plus, les corrélations directes effectuées permettent de modéliser trois anomalies d'intégrité de surface, mais les erreurs demeurent importantes et l'intégrité de surface n'est pas complètement définie.

Par la suite, nous tenterons également d'améliorer la prédiction en multipliant le nombre de critères issus des signaux et choisis grâce à la matrice de corrélation de Pearson.

V.2.2 Analyse statistique

L'analyse statistique est utilisée afin d'améliorer la modélisation des anomalies d'intégrité de surface, en prenant en compte simultanément plusieurs informations issues des signaux. Pour cela, nous utiliserons la matrice de corrélation de Pearson pour identifier les critères les plus pertinents et les régressions linéaires multiples comme modèle mathématique. Cette méthode statistique n'est pas conçue pour mettre en avant les phénomènes physiques reliant les paramètres des équations. Cependant nous tenterons, tant que possible, de proposer une analyse des relations identifiées.

Afin de déterminer la qualité des régressions linéaires effectuées, nous utiliserons le coefficient de détermination (R^2) et le pourcentage d'erreur. Le coefficient de détermination est aussi employé afin de comparer différents modèles créés. Il est évident que ce coefficient ne donne pas toujours une bonne image de la qualité de la régression, c'est pourquoi nous confronterons les valeurs prédites aux valeurs mesurées pour des essais de vérification.

L'évolution des signaux enregistrés et les analyses métallurgiques réalisées sur les perçages obligent à séparer les critères relevés selon deux approches (paragraphe III.2 et IV.2) :

- L'approche globale prend en compte les critères d'intégrité de surface relevés pour le perçage dans son intégralité et les caractéristiques issues des signaux sont exprimées sur la moyenne du signal.
- L'approche locale permet de modéliser les valeurs des critères d'intégrité de surface relevées de manière localisée dans le perçage. Cette approche permet aussi de s'affranchir de l'évolution des signaux au cours du temps et de l'intégrer dans la matrice des données.

V.2.2.1 Approche globale

Les critères d'intégrité de surface pris en compte dans cette approche (Tableau III.2.3) sont le coefficient de conicité, la longueur de la bavure, l'épaisseur de la bavure, l'épaisseur maximale de la couche de γ' p dissous et l'épaisseur maximale de la couche de γ' p allongés.

L'approche globale est appliquée sur 14 essais parmi les essais « cartographie ».

Le Tableau V.2.1 présente des régressions linéaires multiples réalisées pour chaque critère d'intégrité de surface. Les caractéristiques des signaux (Tableau IV.2.4) ont été identifiées à l'aide de la matrice de corrélation de Pearson. Deux régressions sont présentées par critère : la première est limitée à un maximum de trois critères et la deuxième optimise le coefficient de détermination.

Tableau V.2.1 : Estimations des valeurs des critères d'intégrité de surface « globaux » en fonction des critères relevés sur les signaux (moyenne sur l'ensemble du signal).

Critères	Equations	R ²	Erreur standard	Pourcentage d'erreur
Coefficient conicité	= 0,007 + 0,00003 SD Pcalc - 0,0001 RMSAz	0,87	0,002	24 %
	= 0,00497 + 0,00004 SD Pcalc + 0,0025 KurtAz+ 0,00034 Az - 0,000086 SDAz - 0,0019 KurtFx	0,98	0,001	12 %
Longueur bavure	= 41,2 - 0,79 RMSAy ₆₀₀₀ + 0,51 RMSAy ₂₀₀₀ - 0,56 Fy	0,61	6,7 µm	16 %
	= 36,6 - 9,94 KurtAz - 0,36 Fx - 0,71 Fy + 1,1 RMSAy ₁₀₀₀ + 2,8 RMSAy ₁₄₀₀ - 1,95 RMSAy ₆₀₀₀ - 0,71 KurtAy ₁₄₀₀ + 1,2 KurtAy ₁₀₀₀	0,96	3,2 µm	8 %
Epaisseur bavure	= 46 + 0,19 Pcalc + 5,8 SD Fy - 5,6 RMS Fy	0,86	24 µm	19 %
Epaisseur maxi γ'p dissous	= -5,2 + 0,026 Pcalc - 0,0072 SD Pcalc	0,68	2,9 µm	81 %
	= -4,5 + 0,0304 Pcalc + 0,073 SD Pcalc - 0,093 RMSAz + 15 skewAz - 1,17 RMSAy ₂₀₀₀ + 0,74 RMSAy ₁₄₀₀ - 0,81 RMSAy ₆₀₀₀	0,98	0,9 µm	25 %
Epaisseur maxi de la couche de γ'p allongés	= 9,36 + 0,0266 SD Pcalc - 1,4 KurtAy	0,60	5 µm	36 %
	= 12 - 9,3 KurtAy + 2,4 KurtAy ₁₀₀₀ - 8,3 KurtAy ₆₀₀₀ + 31,8 skewAz + 22,2 skewAx	0,90	3 µm	22 %

Deux remarques peuvent être faites à partir de ces modélisations :

- la longueur de bavure devrait logiquement être exprimée à partir de l'effort de pénétration, or ce terme n'est pas pris en compte dans l'équation, car il n'est pas apparu déterminant, probablement en raison du procédé de perçage (dans un avant trou),
- l'épaisseur maximale de la couche de γ'p allongés est modélisée uniquement à partir de critères dynamiques, supposant ainsi un phénomène de matage de la surface.

Les pourcentages d'erreurs sont importants pour les modèles à 3 variables. Cependant, les erreurs de mesure sur l'intégrité de surface sont aussi non négligeables. Nous allons donc comparer les résultats de ces équations aux valeurs mesurées.

La Figure V.2.9 présente les résultats des deux modèles créés pour le coefficient de conicité sur les essais ayant servi à établir les modèles et sur des essais de vérification. Les modélisations sont vérifiées avec les essais réalisés à une vitesse de coupe de 22 m/min. Cette vitesse de coupe est intéressante car les trois avances testées présentent des intégrités de surface différentes et représentatives de celles observées lors des essais « cartographie ». De plus, cette vitesse se situe au centre de la plage de vitesse explorée et à la limite du domaine d'intégrité de surface défini sur la Figure III.3.11 (Paragraphe III.3.1.3).

Les essais n° 17 et 18 de la Figure V.2.9 montrent que le modèle offrant le meilleur coefficient de détermination (0,98) se corrèle mal avec les essais de vérification, alors que le modèle utilisant moins de critères et avec un R² plus faible (0,87) donne de bons résultats sur les essais de vérification. Ce point met en avant une faiblesse de l'analyse statistique : plus le nombre de critères est élevé, plus il est nécessaire de réaliser d'essais afin de pouvoir généraliser un modèle. Cette remarque est aussi soulignée par Shi [Shi 2007] dans le cas des réseaux neuronaux.

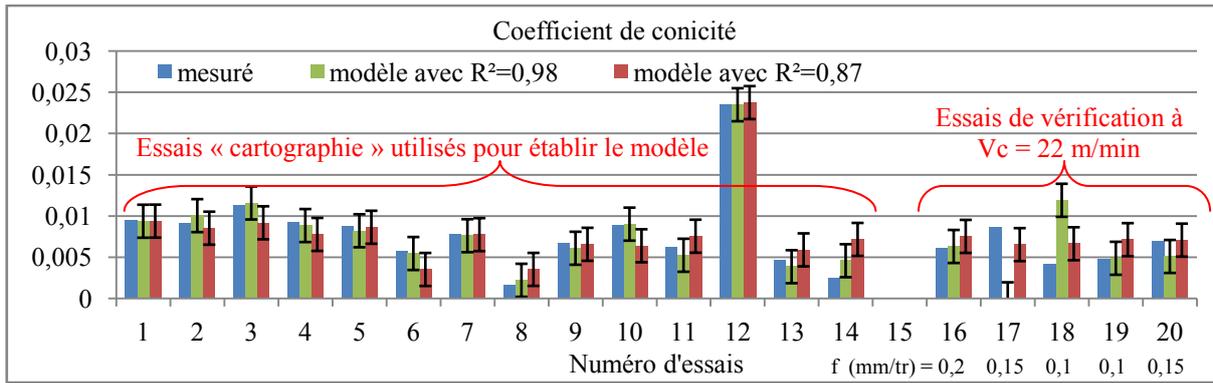


Figure V.2.9 : Comparaison de deux modèles pour la prédiction du coefficient de conicité par rapport aux essais « cartographie » et aux essais de vérification ($V_c = 22 \text{ m/min}$ et $f = 0,1-0,2 \text{ mm/tr}$).

Compte-tenu de ces éléments et dans l'optique d'une application industrielle, nous privilégierons les modèles les plus simples (utilisant moins de critères). La Figure V.2.10 présente les résultats des modèles les plus simples pour les quatre autres critères d'intégrité de surface. De bons résultats sont obtenus pour l'épaisseur de la bavure et l'épaisseur maximale de la couche de $\gamma'p$ allongés. Les corrélations sont performantes en considérant les erreurs de prédiction et de mesure.

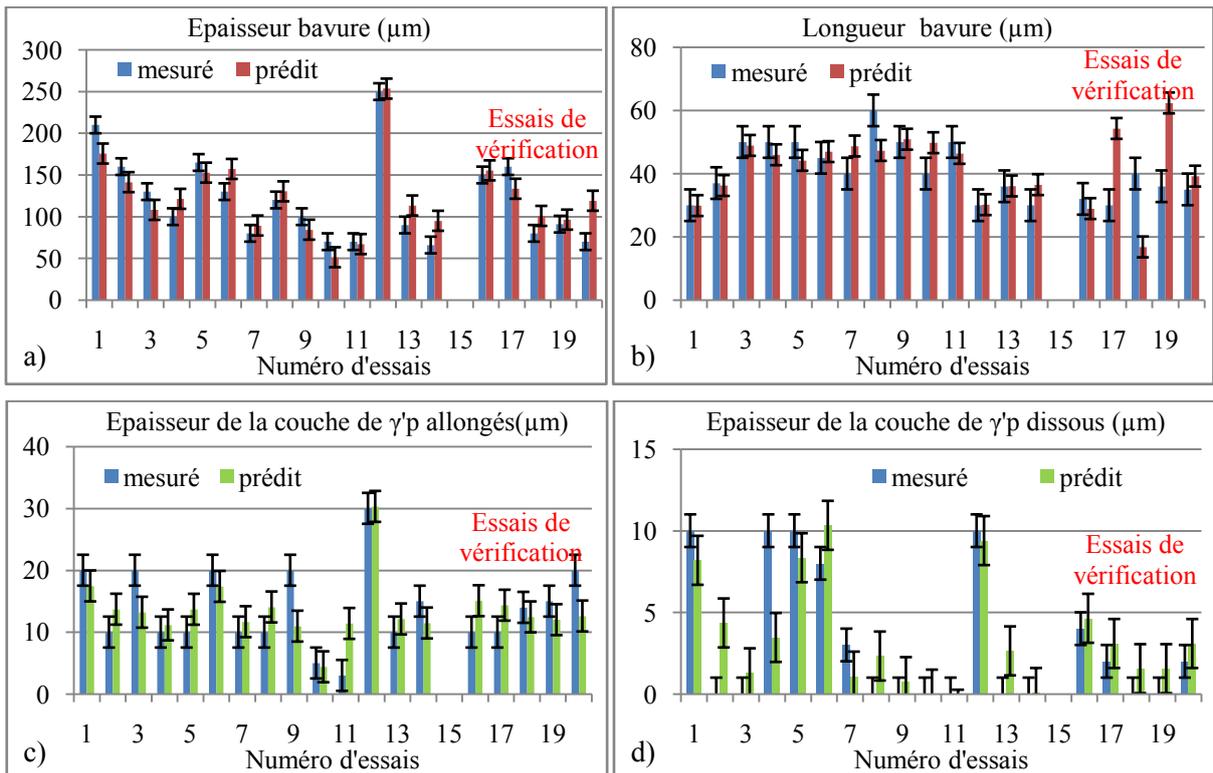


Figure V.2.10 : Résultats des modèles pour l'approche globale : a) épaisseur de la bavure, b) longueur de la bavure, c) épaisseur de la couche de $\gamma'p$ allongés et d) épaisseur de la couche de $\gamma'p$ dissous.

Les résultats pour la longueur de bavure et l'épaisseur de la couche de $\gamma'p$ dissous sont moins satisfaisants et des erreurs de prédiction importantes peuvent être observées pour certains essais, probablement à cause des incertitudes de mesure élevées sur ces anomalies. De plus, la modélisation

de l'épaisseur de la couche de γ' dissous est difficile à prendre en compte par les régressions linéaires car bon nombre d'essais ont une valeur nulle.

Enfin, les anomalies d'intégrité de surface sont souvent exprimées à partir des mêmes caractéristiques issues des signaux comme la puissance moyenne, l'écart type de la puissance ou le RMS de l'accéléromètre Z. Ce sont donc des caractéristiques majeures traduisant le processus de coupe.

Perrin, dans son étude sur le perçage de l'Inconel[®] 718, a pris le parti de modéliser des combinaisons d'anomalies (appelé « trou type ») et non pas les anomalies de manière séparées. En effet, il est important de connaître la criticité de la totalité de la surface usinée. Cependant, devant le manque de données concernant la criticité des anomalies et dans une approche purement industrielle, il est parfois préférable d'avoir une quantification de chaque anomalie afin d'imaginer des solutions de réparation adaptées. Dans notre étude, nous préférons donc modéliser chaque anomalie séparément.

L'un des avantages de la surveillance d'usinage est de prédire en toute position dans le perçage l'état de la surface usinée. Une approche locale a donc été mise en place afin de répondre au mieux à cette problématique.

V.2.2.2 Approche locale

Les mesures locales d'intégrité de surface permettent d'analyser les valeurs des critères de rugosité Ra et Rz, de l'épaisseur de la couche de γ' dissous, de l'épaisseur et de l'angle des grains enchâssés, du paramètre t1 et des contraintes résiduelles circonférentielles et axiales.

Le Tableau V.2.2 présente les régressions linéaires réalisées pour chaque critère. Le coefficient de détermination R^2 , l'erreur standard de la prédiction et le pourcentage d'erreur sont utilisés afin d'estimer la qualité des régressions. 28 mesures ont été utilisées pour cette phase.

Le résultat des modèles Ra et Rz montrent des prédictions médiocres (R^2 faibles et erreurs standard élevées) malgré l'utilisation de quatre grandeurs issues des signaux. Il est probable que le critère Ra ne soit pas représentatif dans ce contexte de la zone locale utilisée pour l'étude du profil.

Le coefficient de détermination R^2 obtenu pour l'épaisseur de la couche de γ' dissous est inférieur à celui calculé dans l'approche globale, par contre l'erreur standard est plus faible. Ces différences s'expliquent par le plus grand nombre de mesure.

L'épaisseur et notamment l'angle des grains enchâssés sont influencés par les composantes dynamiques des accéléromètres. Les fréquences 1000 et 6000 Hz identifiées comme appartenant à la platine de mesure d'efforts sont les principales composantes des signaux issus des accéléromètres. Ces critères d'intégrité de surface, traduisant l'érouissage du matériau, sont peut-être influencés par le mouvement de platine de mesure d'efforts à ces fréquences.

Les contraintes résiduelles donnent des coefficients de détermination très satisfaisants, néanmoins les erreurs standard sont importantes.

La dualité entre le coefficient de détermination et l'erreur standard ne permet pas de rendre compte de la qualité des régressions. Les résultats des prédictions sont donc confrontés aux valeurs mesurées sur les échantillons des essais de vérification sur la Figure V.2.11 et la Figure V.2.12.

Tableau V.2.2 : Estimations des critères d'intégrité de surface locaux en fonction des signaux.

Critères	Equations	R^2	Erreur standard	Pourcentage d'erreur
Ra	$= 0,54 + 0,0013 P_{calc} + 0,000065 SD_{P_{calc}} + 0,024 RMS_{Ay_{6000}} - 0,031 RMS_{Ay_{1400}}$	0,31	0,51 μm	51%
Rz	$= 9,33 + 0,0049 P_{calc} + 1,46 Kurt Fz - 0,011 SDFx$	0,31	1,4 μm	15 %
Epaisseur γ' dissous local	$= -0,69 + 0,0074 P_{calc} + 0,00058 SD P_{calc}$	0,55	1,9 μm	78 %
Epaisseur grains enchâssés	$= 11,6 + 0,0321 P_{calc} - 0,234 SD_{Ay_{6000}}$	0,69	4,9 μm	20 %
Angle grains enchâssés	$= 32,1 - 0,089 SD Fz + 0,34 RMS_{Ay_{6000}} - 0,19 RMS_{Ay_{2000}} + 0,011 SD P_{calc}$	0,35	4,6°	16 %
t1	$= 26 + 0,12 P_{calc} + 0,31 SD_{Az}$	0,77	20	23 %
Contrainte circonférentielle	$= - 660 + 3,52 P_{calc} - 2,35 SD P_{calc}$	0,85	191 MPa	73 %
Contrainte axiale	$= - 1421 + 3,1 P_{calc} - 1,24 SD P_{calc}$	0,84	187 MPa	37 %

La Figure V.2.11 présente une vérification des résultats des modélisations des six premiers critères pour les essais de vérification à $V_c = 22$ m/min (6 mesures pour la rugosité et 10 mesures pour les quatre autres critères). Les résultats sont satisfaisants pour les critères liés à l'écrouissage (paramètre t1, épaisseur et angle des grains enchâssés). Ils sont nettement moins bons pour les critères de rugosité, corroborant ainsi les résultats de la littérature avec ce type de modèle [Abouelatta 2001]. Nous notons que la modélisation du critère Ra présente la plus mauvaise fiabilité, contrairement à celle du critère Rz qui répond avec plus de précision. Cette constatation est peut-être à rapprocher de l'aspect local du critère Rz, par rapport au caractère global du critère Ra. Enfin, les résultats sur l'épaisseur de la couche de γ' p dissous peuvent être considérés comme satisfaisants par rapport aux incertitudes de mesure. Cependant, des erreurs de prédiction sont observées, comme pour le modèle global, lorsque les valeurs sont nulles.

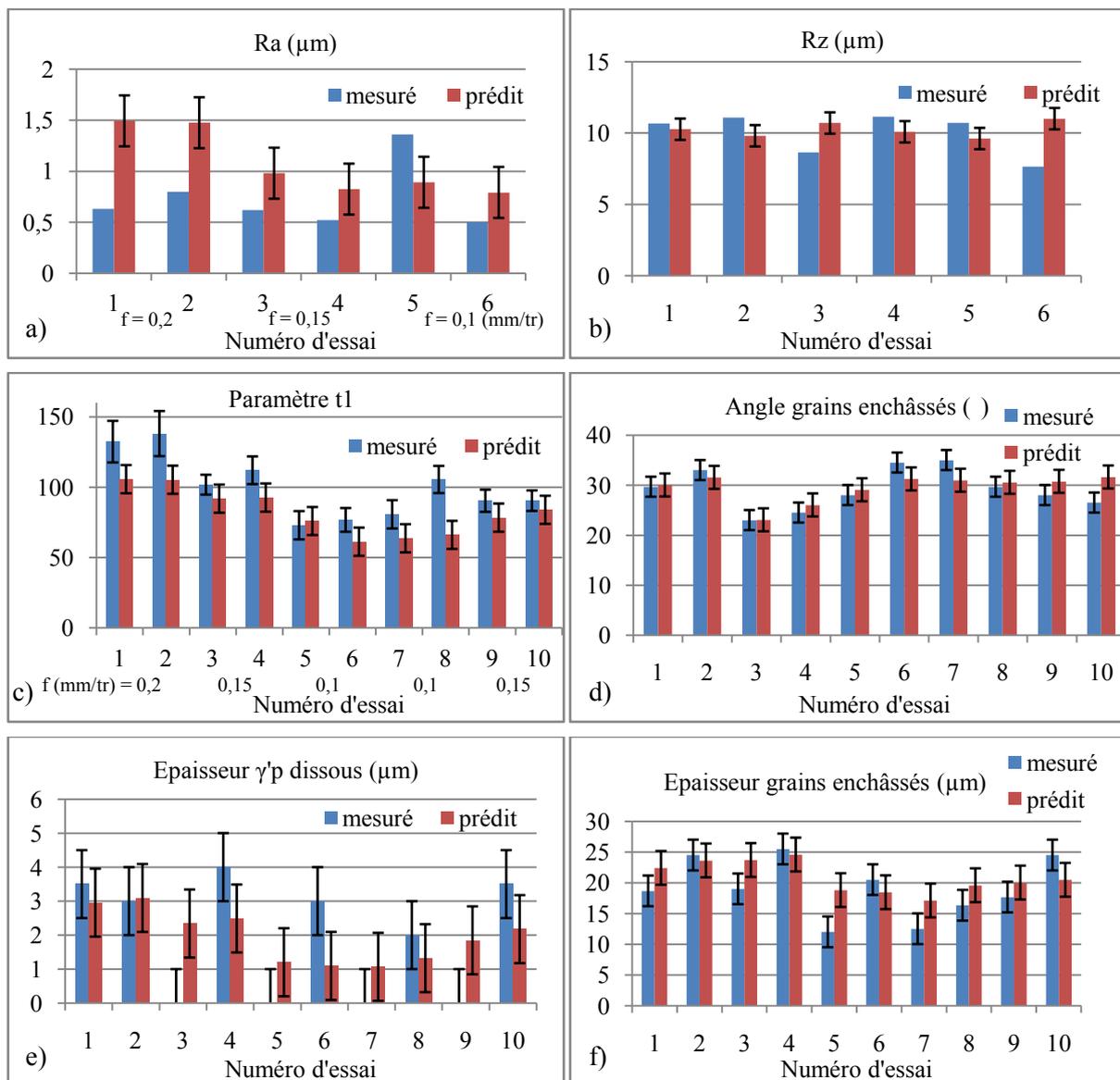


Figure V.2.11 : Résultats de la modélisation pour les essais de vérification à $V_c = 22$ m/min avec $f = 0,1-0,15-0,2$ mm/tr : a) Ra, b) Rz, c) paramètre t1, d) angle des grains enchâssés, e) épaisseur de la couche de γ' p dissous et f) épaisseur de la couche de grains enchâssés

La Figure V.2.12 montre les résultats des modélisations des contraintes résiduelles pour les essais ayant servi à établir le modèle. Au moment de la rédaction de ce mémoire, les contraintes résiduelles n'ont pas encore été mesurées sur les essais de vérification à 22 m/min. Parmi ces résultats, deux essais (n°20 sur la Figure V.2.12.a et n°7 sur la Figure V.2.12.b) présentent une différence de signe entre la valeur mesurée et la prédiction. Cette erreur de signe est préjudiciable par rapport à la qualité de notre modélisation car les contraintes résiduelles ont un impact direct sur la tenue en fatigue des pièces. La figure III.4.3 (page 95) montre la tendance de la tenue en fatigue en fonction du signe des contraintes résiduelles dans la direction de sollicitation. Néanmoins, les essais n°20 et n°8 ont des valeurs relativement proches de 0, ce qui peut s'expliquer par l'imprécision de mesure et justifier ainsi l'erreur de signe. Enfin, les résultats obtenus sont très satisfaisants pour les autres essais compte-tenu des incertitudes de mesure.

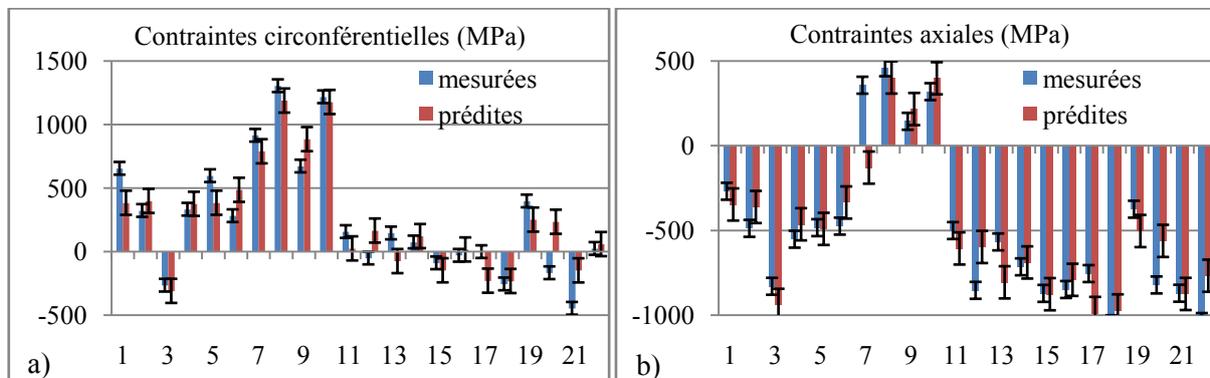


Figure V.2.12 : Résultats de la modélisation des contraintes résiduelles : a) circonférentielles et b) axiales.

V.2.3 Discussion sur les modèles

Les deux approches ont permis de définir des modèles représentatifs de l'intégrité de surface selon les signaux mesurés. Ces modèles sont viables sur le domaine étudié et ont montré de bons résultats concernant les anomalies de microstructure. Cependant, la prédiction de l'épaisseur de la couche de γ' dissous par une régression linéaire multiple est délicate dans les deux approches en raison des nombreuses valeurs nulles lorsque la couche est absente. En effet, cette anomalie apparaît lorsque les pressions et les températures sont suffisamment élevées pour dissoudre les γ' primaires (paragraphe III.2.3).

Comme présenté au paragraphe V.2.1.2, il est important pour la tenue de la pièce de ne pas retrouver cette couche sur la surface usinée. Une modélisation basée sur une probabilité d'obtention de ce type d'anomalie pourrait être envisagée à la place d'une quantification de l'épaisseur. La même réflexion peut être menée pour les contraintes résiduelles. Etant donné qu'il n'existe pas de valeur seuil d'acceptabilité, dans une première approche, la détermination du signe des contraintes résiduelles serait satisfaisante.

Les prédictions obtenues sur l'intégrité de surface pourraient être améliorées via l'utilisation d'autres modèles comme les lois de puissance ou les lois exponentielles. Une autre méthode pour améliorer ces prédictions est d'ajouter dans le modèle des informations liées au procédé comme les vitesses de coupe ou l'usure de l'outil.

V.2.3.1 Influence des conditions de coupe et de l'usure outil dans la modélisation

De nombreuses modélisations présentées dans la littérature font intervenir les conditions de coupe. De plus, la démarche élaborée dans le projet ACCENT rajoute une étape de modélisation de l'usure. Nous avons donc intégré séparément le débit copeau (Q) et l'usure en Vb de l'outil aux équations définies dans le Tableau V.2.1 et le Tableau V.2.2, afin de vérifier si cela améliore les modélisations effectuées. Le Tableau V.2.3 et le Tableau V.2.4 comparent les coefficients de détermination obtenus avec les nouvelles expressions.

L'usure en Vb réelle ne peut être prise en compte pour les modèles établis avec l'approche locale car elle n'a pas été mesurée au cours du perçage. Elle a donc été prédite par un modèle basé sur une loi de puissance faisant intervenir Vc, f, Pcalc et SD Pcalc (annexe C) avec un $R^2 = 0,9$ sur les essais « cartographie ».

Tableau V.2.3: Comparaison des coefficients de détermination obtenus pour des modèles avec ou sans le débit copeau ou l'usure en Vb de l'outil.

Critères pris en compte dans les équations	Coefficient de conicité	Longueur bavure	Epaisseur bavure	Epaisseur maximale de la couche de $\gamma'p$ dissous	Epaisseur maximale de la couche de $\gamma'p$ allongés
Signaux uniquement	0,87	0,61	0,86	0,68	0,6
Signaux + débit copeau (Q)	0,88	0,75	0,86	0,79	0,61
Signaux + Usure Vb	0,87	0,64	0,88	0,71	0,63

Tableau V.2.4 : Comparaison des coefficients de détermination obtenus pour des modèles avec ou sans le débit copeau, ou l'usure en Vb calculée pour les données de l'approche locale.

Critères pris en compte dans les équations	Ra	Rz	Epaisseur $\gamma'p$ dissous	Epaisseur grains enchâssés	Angle grains enchâssés	t1	Contrainte Circumferentielle	Contrainte axiale
Signaux	0,31	0,31	0,55	0,66	0,35	0,77	0,85	0,84
Signaux + Q	0,40	0,31	0,59	0,75	0,35	0,80	0,85	0,84
Signaux + Usure Vb calculée	0,35	0,36	0,55	0,71	0,37	0,78	0,87	0,86

Les résultats montrent que l'intégration de l'usure outil améliore au mieux de 5 % la prédiction de l'intégrité de surface dans l'approche globale. Par contre, l'utilisation du débit copeau améliore d'environ 10 % les prédictions de l'épaisseur de $\gamma'p$ dissous, la longueur de bavure et l'épaisseur de grains enchâssés.

Les gains obtenus avec le paramètre usure de l'outil sont faibles et cet effet est peut être dû à l'ajout d'un critère dans le modèle (tendance observée lors de l'établissement des modèles basés uniquement sur les signaux). Cette analyse démontre donc dans notre cas d'étude que la modélisation de l'usure en Vb de l'outil ne permet pas d'améliorer significativement la modélisation de l'intégrité de surface.

Enfin, l'ajout du débit copeau (Q) permet pour certaines anomalies d'améliorer la prédiction. Cependant, s'affranchir de cet élément dans la modélisation permet d'établir un modèle qui fonctionne quelque soit l'évolution des conditions de coupe. Cette hypothèse doit être aussi vérifiée quelque soit le contexte d'usinage, par la prise en compte de perturbations d'usinage dans les modèles.

V.2.3.2 Prise en compte des perturbations d'usinage

Le paragraphe V.2.1.2 a montré que la relation identifiée entre l'épaisseur de la couche de γ' p dissous et la puissance, est modifiée par les perturbations d'usinage telles que la variation d'émulsion et la variation de dureté. Or, le paragraphe IV.3.3.2 précise que les signaux les plus sensibles à ces variations sont les accéléromètres et en particulier les critères KurtAz et SDAy₂₀₀₀. Si nous ajoutons un de ces critères (KurtAz et SDAy₂₀₀₀) aux modèles développés dans l'approche locale et globale, cela ne réduit pas l'imprécision de prédiction (< 3%) de l'épaisseur de la couche de γ' p dissous. Par contre, la même opération sur les essais avec variation de contexte d'usinage en prenant en compte un modèle avec et sans l'un des critères (KurtAz et SDAy₂₀₀₀) permet d'améliorer la prédiction de 20%. Le paragraphe V.2.1.2 met en avant que la variation de la dureté influence principalement le contact outil-matière modifiant ainsi les phénomènes de coupe, de manière locale. Ce point de vue peut expliquer que nos critères KurtAz et SDAy₂₀₀₀ soient ici représentatifs.

Les modèles créés dans les approches globales peuvent correctement prédire la couche γ' p dissous, moyennant l'ajout du critère KurtAz mais seulement pour l'émulsion à 7,5% (Figure V.2.13). Rappelons que les essais « cartographie » ont été réalisés avec une émulsion proche de 7,5 %.

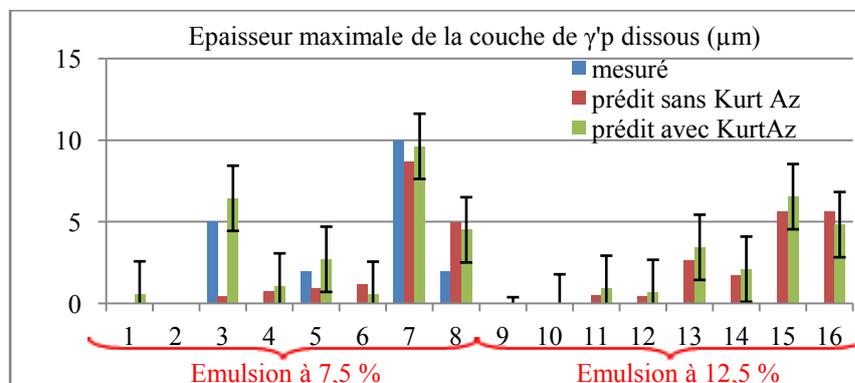


Figure V.2.13 : Validation du modèle globale pour la prédiction de l'épaisseur maximale de γ' p dissous sur les essais avec variation du contexte d'usinage.

La prédiction de l'épaisseur de γ' p dissous est améliorée par l'introduction des critères issues des accéléromètres, sensibles aux variations de dureté. Cependant, aucun critère n'a permis de rendre compte de la variation d'émulsion dans la modélisation, malgré l'identification de caractéristiques sur les signaux (paragraphe IV.3.2.2), sensibles à ce paramètre.

Deux explications peuvent être avancées afin d'expliquer cette différence de détection :

- aucun critère définis ne permet de dissocier l'influence de la dureté de celle de l'émulsion,
- comme démontré au paragraphe V.2.1.2.2, l'émulsion a un effet principalement thermique, contrairement à la dureté qui a une influence thermique et mécanique sur l'intégrité de surface de la pièce usinée.

Une identification fréquentielle plus précise ou l'utilisation de capteurs d'émission acoustique sont des pistes à explorer, pour lever cette ambiguïté et améliorer ainsi nos modélisations.

V.2.3.3 Autres modèles expérimentés

Les réseaux neuronaux ont été utilisés pour modéliser le critère de rugosité Ra car les régressions n'ont pas apporté de résultats satisfaisants. Plusieurs réseaux ont été testés à partir des données de l'approche locale (28 mesures). Le réseau testé est de type « feedforward backpropagation ». Les critères sur les signaux utilisés dans le réseau sont les mêmes que ceux utilisés dans les régressions linéaires multiples présentées dans le Tableau V.2.2. Les architectures employées pour le Ra sont de type 4-5-1 et 4-6-1. Les meilleurs résultats ont montré un coefficient de détermination de 0,27 pour le Ra ce qui reste médiocre.

Les faibles coefficients de détermination obtenus sur ces réseaux sont en contradiction avec la littérature (paragraphe V.1.2.2). Cependant, les prédictions à 98 % décrites dans les publications ont été obtenues après une comparaison d'un grand nombre d'architectures de réseaux (par exemple 30 pour Azouzi). De plus, l'apprentissage des réseaux testés est limité à 28 essais ; ce qui reste faible pour un réseau de neurones. Le nombre d'essais nécessaire est difficile à estimer, mais doubler sa quantité permettrait dans un premier temps d'évaluer la pertinence de ce type de modélisation pour notre application.

En conclusion, dans le cadre d'une campagne expérimentale plus importante et de la mise en place de cette approche dans un contexte industriel, il serait nécessaire de vérifier l'opportunité de ces réseaux neuronaux pour la surveillance d'usinage et la prédiction de l'intégrité de surface des pièces critiques.

V.3 APPLICATION DE LA DETECTION ET DE LA QUANTIFICATION DES ANOMALIES D'USINAGE EN PERÇAGE

Trois problématiques apparaissent lors de la mise en place d'un contrôle des pièces par la surveillance d'usinage :

- quelle grandeur physique mesurer ou quel capteur utiliser ?
- quelle décision doit être prise lors de la détection d'un aléa ?
- comment simplifier et/ou fiabiliser le processus de validation des pièces par la surveillance d'usinage ?

La façon d'aborder ces problématiques dépend bien entendu de l'application étudiée. Nous les traiterons à partir des résultats obtenus pour le perçage.

V.3.1 Définition du capteur idéal pour le contrôle de l'intégrité de surface

Les essais réalisés ont permis de mettre en avant deux évolutions de génération d'anomalies qui nécessitent des réponses de surveillance d'usinage adaptées :

- une génération progressive de l'anomalie au cours de l'usinage, auquel cas l'atteinte d'une valeur inacceptable peut être anticipée,
- une génération quasi-instantanée de l'anomalie. Dans ce cas, il y a deux possibilités :
 - le système de surveillance est capable d'anticiper une dégradation de l'outil par une analyse précise (probablement fréquentielle),
 - l'anticipation n'est pas possible et il faut quantifier l'anomalie générée afin de prendre une décision à posteriori (rebut, acceptation dans l'état ou réparation de la pièce).

Le Tableau V.3.1 présente un bilan de la pertinence des signaux utilisés pour la détection, la quantification et l'anticipation des anomalies ou des aléas d'usinage pour les essais réalisés dans cette étude.

Tableau V.3.1 : Etat des lieux de la pertinence des signaux pour la détection, la quantification ou l'anticipation d'anomalies ou d'aléas d'usinage.

Signaux	Type d'aléas ou d'anomalies d'usinage à surveiller			
	Anomalies de microstructure		Changement brusque de la composante statique de puissance (ex : coupure de lubrification)	Anomalies générées par une variation du contexte d'usinage (ex : dureté, émulsion)
	Couche de γ' p dissous	Couche écrouie		
Mesure de puissance	D, Q	D, Q	D	-
Composante statique des signaux d'efforts	D, Q	D, Q	D	-
Composante dynamique des signaux d'efforts	D, Q	D, Q	D, A	-
accéléromètres	D	D	D, A	D, Q
D = Détection, Q = Quantification et A = Anticipation				

La mesure de la composante statique des efforts est indispensable à la détection et à la quantification des anomalies de microstructure (paragraphe V.2.1 et V.2.2). Comme présenté dans l'étude bibliographique ou dans le paragraphe V.2.1.2, la relation de linéarité entre les couches affectées et la puissance est raisonnable compte-tenu des incertitudes de mesure des anomalies.

Parmi les capteurs testés, la mesure de puissance est la plus adaptée à une utilisation industrielle en termes de coûts et d'installation. Elle a notamment permis de quantifier les anomalies de microstructure telles que les couches de γ' p dissous et les couches écrouies pour un mode d'usinage « normal ». Cette mesure est capable de détecter les conséquences des coupures de lubrification mais non pas de quantifier les anomalies générées par celles-ci, sans une campagne expérimentale dédiée à ce type d'aléas d'usinage (paragraphe V.2.2).

La composante dynamique des signaux d'effort et des accéléromètres permet d'améliorer la quantification des anomalies générées. Dans certains cas, elle permet même d'anticiper une augmentation brusque de la composante statique du signal de puissance ou de couple (Figure V.3.1). Ceci permettrait de prévenir la génération d'une anomalie (couche affectée) suite à une coupure de lubrification. Cependant, cette observation n'est pas toujours possible et une analyse fréquentielle plus poussée est nécessaire (plus grand nombre de filtres, analyse WT ou HHT).

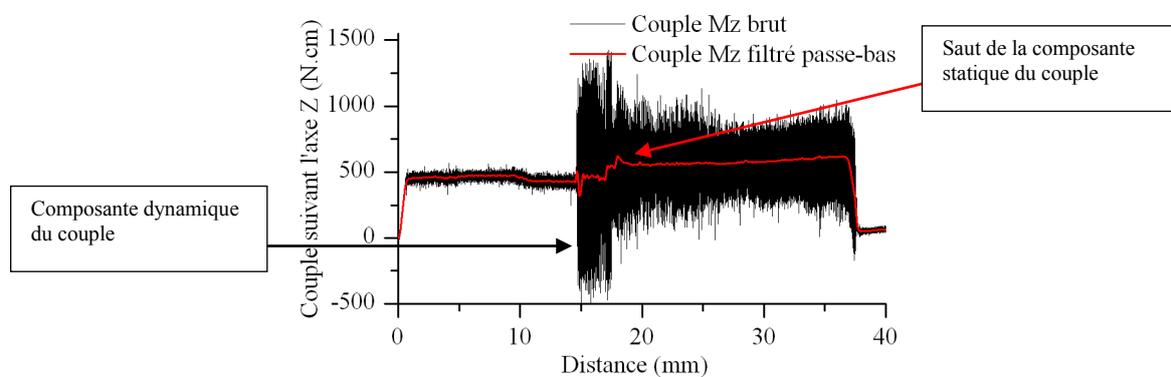


Figure V.3.1 : Anticipation d'un saut de composante statique de couple par la composante dynamique du signal.

Enfin, les accéléromètres sont les seuls capteurs capables de détecter des variations du contexte d'usinage telles que les changements de dureté ou le pourcentage d'émulsion. Ces détections ont été réalisées grâce à un filtrage des signaux adapté ou à l'utilisation du Kurtosis du signal.

Les capteurs utilisés couvrent un large domaine de mesure, depuis la composante statique des efforts de coupe jusqu'à la composante dynamique des efforts sur une plage de 1 Hz à 8 kHz. Comme présenté au chapitre IV, il y a une redondance entre les signaux mesurés par les capteurs, permettant ainsi, dans une démarche expérimentale, de confirmer les mesures ou de fiabiliser la surveillance. Dans le cas de la mise en œuvre de la surveillance d'usinage en contexte industriel, s'il s'agit

uniquement de suivre une ou quelques anomalies (intégrité de surface, usure, etc.), il est envisageable de réduire le nombre de capteurs, voir de limiter à un seul système fiabilisé.

De plus, toujours d'un point de vue industriel, l'association de la mesure de puissance et d'un accéléromètre permettrait de détecter et de quantifier la grande majorité des anomalies d'usinage, tout en évitant les complications liées à l'utilisation d'une platine de mesure d'efforts.

V.3.2 Actions à appliquer lors de la détection d'une anomalie

La surveillance d'usinage comme moyen de contrôle pose aussi le problème de l'action à appliquer lors de la détection d'aléas d'usinage. De nombreux niveaux de décision sont envisageables :

- signalement à l'opérateur du risque d'apparition d'une anomalie (alarme),
- enregistrement d'un rapport d'anomalie afin de mettre en place une traçabilité des aléas d'usinage,
- arrêt de l'usinage :
 - arrêt des avances,
 - dégagement ou remontée de l'outil dans le cas du perçage,
- adaptation en temps réel des conditions de coupe, selon une stratégie établie, afin de parer à l'aléa d'usinage et garantir l'intégrité de surface.

Le dernier point évoqué représente l'une des perspectives les plus ambitieuses de la surveillance d'usinage. Lors de notre étude, nous avons défini un domaine de conditions de coupe garantissant une intégrité de surface acceptable pour des conditions d'usinage en mode « normal ». Il est donc envisageable de modifier les conditions de coupe à l'intérieur de ce domaine lorsque le contexte d'usinage est perturbé (carré rouge sur la Figure V.3.2) pour se rapprocher de conditions (carré vert) moins contraignantes et garantes d'une intégrité de surface acceptable malgré la perturbation.

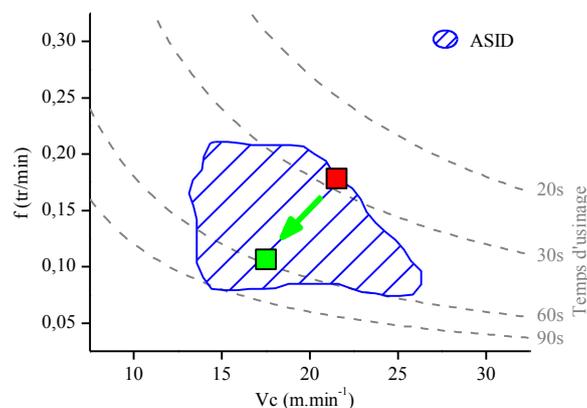


Figure V.3.2 : Changement de conditions de coupe à l'intérieur du domaine d'intégrité de surface acceptable.

Ce dernier point constitue l'ultime étape vers un procédé d'usinage autonome où une boucle de contrôle permet de garantir l'intégrité de surface en temps réel.

V.3.3 Utilisation de la surveillance d'usinage pour la validation du procédé

L'une des problématiques développées dans le projet ACCENT est l'utilisation de la surveillance d'usinage comme moyen de simplification du processus de validation mis en place par les motoristes sur les pièces critiques. La validation doit être renouvelée pour tout changement du processus d'usinage :

- changement de conditions de coupe,
- changement d'outils,
- changement de machine,
- changement de lubrifiant,
- etc.

Pour chaque situation, l'analyse doit être adaptée. Par exemple, pour un changement de conditions de coupe, de machine et de lubrifiant, les anomalies de microstructure étant linéairement liées à la composante statique du signal de puissance, il est logique de rechercher des valeurs de puissances similaires. Toutefois, les composantes dynamiques des signaux vont changer et il est difficile de définir une règle permettant selon ces informations de garantir une intégrité de surface. En effet, un changement vibratoire traduit un comportement local de l'outil différent et peut générer des phénomènes (échauffement, talonnage, etc.) engendrant des anomalies.

Pour un changement d'outil, les composantes statiques et dynamiques vont être différentes et un recalage des signaux par rapport à l'intégrité de surface est nécessaire. Il est donc difficile d'assurer l'utilisation de la surveillance d'usinage pour cette validation, mais cela reste une perspective intéressante.

V.4 APPLICATION DE LA METHODE A L'OPERATION DE FINITION

L'opération de perçage est suivie d'une étape de finition réalisée en tournage intérieur. La même méthodologie utilisée pour l'étude du perçage à été suivie afin de définir l'impact de l'opération de tournage sur l'intégrité de surface et de corrélérer les anomalies générées aux signaux enregistrés. Les détails du dispositif expérimental, des plans d'essais et les résultats de cette étude sont présentés dans l'annexe D. Le choix d'étudier en priorité le perçage au foret a été dicté par l'organisation du projet ACCENT et la stratégie du partenaire industriel. Il est évident que l'opération de finition en tournage permet d'enlever une partie des anomalies d'intégrité de surface amenées par l'opération de d'ébauche (perçage). Mais dans le cas où les épaisseurs affectées seraient supérieures à la surépaisseur de finition, ou si l'objectif final est d'estimer la capacité du perçage en tant qu'opération de finition, les résultats précédents sont directement appliqué au procédé actuel.

Les spécificités de l'opération, et l'évolution de l'usure de l'outil beaucoup plus lente que celle du foret, ont nécessité la mise en place d'essais spécifiques et différents de la première étude. Le domaine de conditions de coupe testées est beaucoup plus large ($V_c = 5-70$ m/min, $f = 0,01-0,16$ tr/min et usure en $V_b = 0-0,2$ mm).

Les essais de tournage ont mis en avant des anomalies identiques à celles observées lors des essais de perçage, mais avec une amplitude moins importante. Ainsi les principales anomalies observées sont :

- des rugosités importantes, des marques de vibrations et des déviations géométriques de la surface usinée. Ces critères sont tous corrélés avec l'augmentation des efforts de coupe en fonction de l'avance,
- des bavures en sortie de l'alésage,
- une sous-couche écrouie qui augmente avec l'usure de la plaquette.

L'analyse des signaux a révélé des évolutions beaucoup plus progressives qu'en perçage (aucune courbe de type 2 n'a été observée). De plus, les composantes dynamiques des signaux se sont montrées plus simples à analyser car seul le premier mode de vibration de l'outil était présent.

Des corrélations ont été réalisées entre les marques de vibrations observées sur les surfaces usinées, la fréquence propre de l'outil et les signaux d'efforts et d'accélération. Malheureusement, la quantification de l'amplitude des vibrations ne s'est pas révélée pertinente.

L'une des principales conclusions sur l'étude de l'opération de tournage est son comportement moins contraignant et générateur de défauts que l'opération de perçage. Cette observation est partagée

par les partenaires du projet Européen ACCENT. En l'absence d'anomalies d'usinage significatives, il est difficile d'établir des corrélations avec les signaux enregistrés. Il faut donc s'interroger sur le plan d'essai choisi, avec simplement comme paramètres du plan ; la vitesse de coupe, l'avance et l'usure outil. Les essais en perçage ont montré que des paramètres tels que l'émulsion, la dureté ou la rupture momentanée de pression de lubrification peuvent aussi avoir des influences conséquentes sur la génération d'anomalies. Les perspectives des essais de tournage se tournent vers cette optique.

CONCLUSION

Ce chapitre présente les corrélations étudiées entre les critères d'intégrité de surface et les signaux enregistrés. Des modèles ont été réalisés afin de quantifier les anomalies par les critères issus de la surveillance d'usinage, par l'intermédiaire d'identifications directes et d'analyses statistiques.

Dans les deux approches (globales et locales), la quantification des anomalies de microstructure pour le mode « normal » d'usinage, à l'aide de régressions linéaires, est satisfaisante. Cependant, la modélisation des critères de rugosité reste médiocre et ces résultats sont en accord avec les résultats de la littérature.

Les modèles réalisés ont permis d'éviter l'emploi des conditions de coupe et de l'usure de l'outil, afin que leur application soit plus facilement généralisable.

Cette démarche a mise en avant la pertinence des essais avec des perturbations d'usinage, afin d'identifier leurs influences sur la modélisation. Prendre en compte ces perturbations d'usinage pour la maîtrise de l'intégrité de surface nécessite une campagne expérimentale plus importante et peut-être d'autres moyens de surveillance tels que des capteurs d'émission acoustique.

Enfin, deux critères ($KurtAz$ et $SDAy_{2000}$) caractéristiques des signaux des accéléromètres ont permis de détecter la variation de dureté du matériau mais aussi de quantifier l'épaisseur de la couche de γ' dissous, à partir d'un modèle identifié dans un mode d'usinage « normal ».

A cette issue, nous avons établi la stratégie de surveillance d'usinage envisageable et extrapolé notre approche dans le cas de l'opération de finition.

Conclusion générale

Les travaux présentés dans ce manuscrit, s'inscrivent dans la problématique de l'usinage des pièces critiques étudiée dans le cadre du projet européen ACCENT. Ces travaux ont été engagés suite à la constatation de l'influence d'anomalies d'usinage sur la tenue en fatigue de pièces critiques en superalliage.

A partir des données issues de la littérature et d'une étude sur l'influence d'une couche écrouie sur la tenue en fatigue de l'Udimet[®] 720, nous avons focalisé notre étude sur les anomalies d'usinage ayant des effets prépondérants, telles que les couches thermo-mécaniquement affectées (γ' p dissous), les couches écrouies, la rugosité et les contraintes résiduelles.

D'un point de vue général, les analyses métallurgiques réalisées sur les échantillons percés et tournés ont permis d'identifier les anomalies d'usinage de l'Udimet[®] 720 pouvant être générées dans des conditions d'usinage proches de celles utilisées en production. L'objectif étant de détecter et de quantifier les anomalies générées au cours d'un usinage, des analyses locales ou globales des zones usinées ont été proposées afin caractériser les anomalies générées soit localement, soit sur la globalité du perçage. L'absence de normalisation pour la caractérisation d'anomalies d'usinage a nécessité la recherche de critères afin de décrire au mieux ces anomalies. Les profils de micro-dureté des couches écrouies ont notamment été exprimés par un seul paramètre (t_1), qui caractérise la variation de dureté en sous-couche.

Afin de répondre à l'objectif d'identification des anomalies d'intégrité de surface par des techniques de surveillance d'usinage, une démarche expérimentale a été spécifiquement élaborée. Détaillée dans le chapitre II, elle est basée sur la méthodologie du Couple-Outil-Matière puis sur des plans d'expériences. Ainsi, deux approches expérimentales ont été définies afin d'étudier des contextes d'usinage dits "normaux" avec des paramètres d'usinage constants et des contextes d'usinage dits "perturbés" reproduisant des aléas d'usinage. Durant ces essais expérimentaux en mode normal ou perturbé, des grandeurs physiques, puissance, accélérations, efforts, ont été enregistrés. Chaque usinage ayant généré ou non des anomalies est donc associé à différents types de signaux.

Le contexte d'usinage « normal » a permis d'identifier l'évolution des anomalies d'usinage et des signaux en fonction des conditions de coupe et de l'usure de l'outil. Ainsi, l'augmentation du débit copeau et de la vitesse de coupe engendrent l'apparition d'une couche de γ' p dissous, une augmentation de la profondeur écrouie, et une modification des niveaux de contraintes résiduelles de surface, de la compression vers de la traction.

Un domaine de conditions de coupe générant une intégrité de surface acceptable a été défini à partir des exigences des motoristes aéronautiques européens. Le domaine est principalement limité par l'apparition d'une couche de γ' p dissous, à partir d'une vitesse de coupe critique de 25 m/min et d'un débit copeau de 5000 mm³/min. L'usure en dépouille de l'outil n'apparaît cependant pas comme un critère discriminant pour la définition de ce domaine de conditions de coupe.

Le contexte d'usinage « perturbé » a mis en exergue les influences significatives des perturbations d'usinage sur l'intégrité de surface. Ces dernières correspondent aux risques potentiels de dérive du procédé, avec des paramètres difficiles à maîtriser. De cette façon, les coupures de lubrification ont générées une augmentation de la profondeur des anomalies d'usinage en sous-couche et des signaux particuliers. De même, la diminution de la dureté de la pièce ou du pourcentage d'émulsion ont tendance à favoriser la formation d'une couche de γ' p dissous. Ce dernier point démontre que le domaine de conditions de coupe garantissant une intégrité de surface acceptable est modifié lorsque le contexte d'usinage est perturbé.

Les corrélations directes entre les couches écrouies, l'épaisseur de la couche de γ' p dissous et la puissance de coupe ont pu être établies à partir des résultats obtenus lors du contexte d'usinage « normal ». En plus de ces corrélations, une étude statistique, basée sur le coefficient de corrélation de Pearson et les régressions linéaires multiples, a été utilisée afin de créer des modèles pour chaque anomalie d'usinage à partir des caractéristiques des signaux enregistrés. Ainsi, les résultats des modèles se sont révélés très satisfaisants avec des erreurs inférieures à 20 % pour quantifier les anomalies en sous-couche telles que l'écrouissage, les couches de γ' p dissous et les contraintes résiduelles en surface.

Les perturbations d'usinage ont générées une modification des relations établies. Cependant, des caractéristiques relevées sur les signaux des accéléromètres ont permis, à partir du modèle créé dans le mode « normal » d'usinage, de détecter et de prédire l'épaisseur de la couche de γ' p dissous malgré la variation de dureté.

Il a été montré que les modélisations obtenues entre les signaux et l'intégrité de surface sont toutes aussi fiables sans prendre en compte les paramètres d'usinage et/ou l'usure de l'outil. Ainsi, les modèles réalisés sont plus facilement généralisables et ne nécessitent pas de modélisation délicate de l'usure de l'outil.

Enfin, suite aux corrélations établies entre les critères d'intégrité de surface et les signaux, la pertinence de chacun des capteurs pour répondre au besoin de détection et de quantification des anomalies a pu être dégagée.

Aussi, l'utilisation de capteurs de puissance semble être la solution industrielle la mieux adaptée pour la détection d'anomalies d'usinage en sous-couche. Compléter ces capteurs par des accéléromètres permettrait de quantifier la profondeur des anomalies quelque soit le contexte d'usinage (normal ou perturbé) et même d'anticiper dans certains cas l'apparition d'anomalies. La mise en place de ces capteurs doit néanmoins s'accompagner d'une démarche expérimentale de mise au point pour évaluer la réponse des capteurs en fonction des variations ou des perturbations du contexte d'usinage impactant l'intégrité de surface.

Les corrélations entre l'intégrité de surface et les signaux enregistrés lors de l'usinage permettent de concevoir des systèmes de surveillance capables de contrôler et/ou d'adapter les conditions de coupe en temps réel. Enfin, ces systèmes peuvent être automatisés directement en production ou être utilisés lors de processus de validation d'opération d'usinage, avec comme objectif commun de garantir l'intégrité de surface des pièces critiques.

PERSPECTIVES

De nombreuses perspectives à ces travaux peuvent être proposées. Nous les avons scindées en fonction de leur orientation : recherche académique ou application industrielle.

Perspectives de recherche

- Le suivi de l'usure d'outil représente aujourd'hui un enjeu important, tant pour la qualité des surfaces usinées que pour la rentabilité et l'autonomie du procédé. Une étude plus approfondie des phénomènes d'usure de l'outil pourrait apporter des éléments de compréhension pour l'évolution des signaux au cours du perçage et envisager l'application d'une surveillance de cette usure. Par exemple :
 - étudier l'évolution de l'usure pour des conditions de coupe faisant apparaître des augmentations brutales des signaux de puissance, comme rencontrées lors des coupures de lubrification,
 - approfondir l'analyse du phénomène d'arête rapportée observée sur les outils de perçage et de tournage, typique de l'usinage des matériaux base nickel.
- L'étude de l'intégrité de surface a montré l'importance des γ' tertiaires notamment pour les essais avec variation de la dureté du matériau. Une étude complète de l'influence des traitements thermiques sur les γ' tertiaires, en lien avec la génération de la couche de γ' primaires dissous, permettrait d'affiner la compréhension des phénomènes thermiques mis en jeu lors de l'usinage.
- L'utilisation de capteurs d'émission acoustique complèterait la gamme fréquentielle de mesure et la perspective de détecter les micro-anomalies de surface tels que les arrachements, les copeaux (collés/incrustés), l'écaillage, etc.
- Le traitement fréquentiel des signaux a permis de définir des filtres passe bande qui se sont révélés pertinent par rapport à la détection et la quantification d'anomalies d'intégrité de surface, suite à un changement de dureté dans le mode « perturbé ». Cependant, aucune caractéristique issue des signaux n'a pu identifier la variation d'émulsion. Dans cette optique, une utilisation de méthodes de décomposition telles que les WT et HHT semble pertinente et peut être mieux adaptée que les FFT, à l'exploitation de signaux présentant un grand nombre de pics fréquentiels, difficiles à identifier.

- Actuellement, les modèles développés sont relativement simples et leur robustesse reste à valider. Il serait intéressant d'approfondir la modélisation par des modèles plus élaborés, de type lois de puissance, réseaux de neurones ou encore machine à vecteurs de support.
- Enfin, l'utilisation de la modélisation par éléments finis est une piste à explorer. Par exemple, elle permettrait de calculer l'effort nécessaire pour la pénétration d'un copeau dans un matériau afin de cibler la détection de ce type d'anomalie préjudiciable pour la tenue en fatigue des pièces. De même, par une aide à la compréhension des phénomènes de coupe et de leur impact sur l'intégrité de surface, elle pourrait réduire le nombre d'essais nécessaire à la validation de nouveaux paramètres d'usinage.

Perspectives industrielles

- En parallèle de la 1^{ère} perspective de recherche, l'application de notre démarche au suivi de la durée de l'outil semble directement extrapolable en production et représente un enjeu industriel important.
- La mise en œuvre d'une campagne expérimentale intégrant les variations de dureté, à différents niveaux, ainsi que l'émulsion semble aujourd'hui nécessaire dans le cadre du tournage, puisque ce sont des risques potentiels dans le procédé et qu'ils peuvent affecter l'intégrité de surface.
- Les conséquences d'une opération d'ébauche dégradée sur l'opération de finition et sur l'intégrité de surface résultante pourraient être étudiées. Par exemple, une sous-couche écrouie, équivalente à la surépaisseur de finition, pourrait modifier le comportement de cette dernière opération.
- La première application industrielle issue de nos travaux est la mise en place de capteurs de puissance en production pour le contrôle des perçages dans des matériaux en superalliage base-nickel. Ils garantiraient, de cette façon, la détection de couches thermo-mécaniquement affectées.
- A plus long terme, l'utilisation d'accéléromètres associés aux capteurs de puissance permettrait de prendre en compte des variations du contexte d'usinage. La fiabilisation du procédé reste un enjeu majeur, face à l'ensemble des perturbations potentielles et non maîtrisables liées aux opérations d'usinage.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

A

- [Abouelatta 2001] O. B. Abouelatta and J. Mádl, "Surface roughness prediction based on cutting parameters and tool vibrations in turning operations," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 118, pp. 269-277, 2001.
- [Abu-Mahfouz 2003] Issam Abu-Mahfouz, "Drilling wear detection and classification using vibration signals and artificial neural network," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, pp. 707-720, 2003.
- [ACCENT 2008] DOW ACCENT, "Description of work ACCENT," 2008.
- [Arnaud 2008b] Lionel Arnaud, Vincent Dutilh, Gilles Dessein, and Tamas Insperger, "Vibrations d'usinage en tournage intérieur fortement interrompu, d'une pièce produite en grande série," , 2008b.
- [Arnaud 2008a] Lionel Arnaud, Vincent Dutilh, Gilles Dessein, Antoine Saussol, and Michel Arnaud, "Analyse et réduction des vibrations d'usinage d'une pièce automobile produite en grande série," , 2008a.
- [Arsaut 2001] Thierry Arsaut, "Histoire des plans d'expériences," Document Turbomeca , 2001.
- [Arunachalam 2004] R. M. Arunachalam, M. A. Mannan, and A. C. Spowage, "Surface integrity when machining age hardened Inconel 718 with coated carbide cutting tools," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 44, pp. 1481-1491, 2004.
- [Axinte 2004] D. Axinte and N. Gindy, "Assessment of the effectiveness of a spindle power signal for tool condition monitoring in machining processes," *Int J Prod Res*, vol. 42, pp. 2679-2691, 2004.
- [Axinte 2003] Dragos A. Axinte and Nabil Gindy, "Tool condition monitoring in broaching," *Wear*, vol. 254, pp. 370-382, 2003.
- [Axinte 2004] Dragos A. Axinte, Nabil Gindy, Kate Fox, and Iker Unanue, "Process monitoring to assist the workpiece surface quality in machining," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 44, pp. 1091-1108, 2004.
- [Azouzi 1997] R. Azouzi and M. Guillot, "On-line prediction of surface finish and dimensional deviation in turning using neural network based sensor fusion," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 37, pp. 1201-1217, 1997.

B, C

- [Batzer 1998] S.A. Batzer, D.M. Haan, and P.D. Rao, "Chip morphology and hole surface texture in the drilling of cast aluminum alloys," *Journal of materials processing technology*, vol. 79, pp. p. 72-78, 1998.
- [Betz 1971] F. Betz, "La formation des surfaces métalliques par coupe," *Bulletin du cercle*

d'études des métaux, pp. p. 649-679, 1971.

- [Bonnet 2009] C Bonnet, G Poulachon, J Rech, and Y Girard, "Identification of Mechanical and Tribological Margins Interactions in Case of Ti-6Al-4V Alloy Drilling," *12th Cirp Conference on Modelling of Machining Operations. Donostia-San Sebastián, Spain*, vol. 1, pp. 237-242, 2009.
- [Bono 2001] Matthew Bono and Jun. Ni, "The effects of thermal distortions on the diameter and cylindricity of dry drilled holes," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 41, pp. 2261-2270, 2001.
- [Byrne 1995] G. Byrne et al., "Tool Condition Monitoring (TCM) -- The Status of Research and Industrial Application," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 44, pp. 541-567, 1995.
- [Cantero 2005] J.L. Cantero, M.M. Tardío, J.A. Canteli, M. Marcos, and M.H. Miguélez, "Dry drilling of alloy Ti-6Al-4V," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 45, pp. 1246-1255, 2005.
- [Chang 2007] Hun-Keun Chang, Jin-Hyun Kim, Il Hae Kim, Dong Young Jang, and Dong Chul Han, "In-process surface roughness prediction using displacement signals from spindle motion," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 47, pp. 1021-1026, 2007.
- [Charbonnaud 2000] Philippe Charbonnaud, Daniel Noyes, and Mohamed Ben Lazrak, "Caractérisation itérative de paramètres de coupe optimaux par surveillance d'usinage," *Mécanique & Industries*, vol. 1, pp. 177-186, 2000.
- [Chen 2003] Y.C Chen and Y.S Liao, "Study on wear mechanisms in drilling of Inconel 718 superalloy," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 140, pp. 269-273, 2003.
- [Chevrier 2003] P. Chevrier, A. Tidu, B. Bolle, P. Cezard, and J. P. Tinnes, "Investigation of surface integrity in high speed end milling of a low alloyed steel," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, pp. 1135-1142, 2003.
- [Corduan 2003] N. Corduan et al., "Wear Mechanisms of New Tool Materials for Ti-6Al-4V High Performance Machining," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 52, pp. 73-76, 2003.
- [Couturier 2004] R. Couturier et al., "Process development and mechanical properties of alloy U720LI for high temperature turbine disks," , 2004, pp. 351-359.

D

- [Dargnat 2006] Frédéric Dargnat, "Modélisation semi-analytique par approche énergétique du procédé de perçage de matériaux monolithiques," Université BORDEAUX I, Ecole doctorale des sciences physiques et de l'ingénieur, 2006.
- [Darwish 2003] S.M Darwish, "The impact of tool material and cutting parameters on the machinability of the supermet 718 nickel-base superalloy," *International journal of computer applications in technology*, vol. 17, pp. 272-284, 2003.
- [Debard 2010] Pierre Etienne Debard, Bertrand Coulon, and Nicolas Batista, "A description of a statistical approach for determination of relevant criteria on monitored milling tool life trials of Inconel 718," *Intercut 2010*, 2010.

- [Derrien 1996] S. Derrien and Guillemard B. Vigneau, "Influence des conditions d'usinage des matériaux aéronautiques sur l'intégrité des surfaces," *Bulletin du cercle d'études des métaux*, pp. 8-1/8-8, 1996.
- [Devaux 2004] Alexandre Devaux, "Amélioration des propriétés mécaniques de l'UDIMET 720," UTC Compiègne, 2004.
- [Devillez 2007] A. Devillez, F. Schneider, S. Dominiak, D. Dudzinski, and D. Larrouquere, "Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools," *Wear*, vol. 262, pp. 931-942, 2007.
- [Dimla 2000] Dimla E. Dimla, "Sensor signals for tool-wear monitoring in metal cutting operations--a review of methods," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 40, pp. 1073-1098, 2000.
- [Dimla 2000a] D. E. Dimla and P. M. Lister, "On-line metal cutting tool condition monitoring.: I: force and vibration analyses," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 40, pp. 739-768, 2000a.
- [Dimla 2000b] D. E. Dimla and P. M. Lister, "On-line metal cutting tool condition monitoring.: II: tool-state classification using multi-layer perceptron neural networks," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 40, pp. 769-781, 2000b.
- [Diniz 2008] Anselmo Edouardo Diniz, Aldo Junior Braghini, and Fernando Teixeira Filho, "Tool wear damage caused by abundant emulsion in milling operation of PH stainless Steel," *J. of Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng. ABCM*, 2008.

E, F

- [Ertunc 2004] Huseyin Metin Ertunc and Cuneyt Oysu, "Drill wear monitoring using cutting force signals," *Mechatronics*, vol. 14, pp. 533-548, 2004.
- [Ezugwu 2005] E.O. Ezugwu, "Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 45, pp. 1353-1367, 2005.
- [Ezugwu 2003] E.O. Ezugwu, J Bonney, and Y. Yamane, "An overview of the machinability of aeroengine alloys," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 134, pp. 233-253, 2003.
- [Ezugwu 1998] E.O. Ezugwu, Z. M. Wang, and A. R. Machado, "The machinability of nickel-based alloys: a review," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 86, pp. 1-16, 1998.
- [Fanchon 1994] J.L Fanchon, *Guide des sciences et technologie industrielle.*, 1994.
- [Furness 1996] R.J. Furness, C.L. Wu, and A.G. Ulsoy, "Statistical analysis of the effects of feed, speed, and wear on hole quality in drilling," *J Manuf Sci Eng Trans ASME*, vol. 118, pp. 367-375, 1996.

G, H

- [Goupy 1998] Jacques Goupy, *La méthode des plans d'expérience.*, 1998.
- [Gravier 2009] Jérôme Gravier, "Impact de l'usinage de super finition sur la zone affectée par le procédé," Thèse de doctorat, Université de Bourgogne Institut Carnot de Bourgogne, Ecole doctorale Carnot, 2009.

- [Gravier 2008] J. Gravier, V. Vignal, S. Bissey-Breton, and J. Farre, "The use of linear regression methods and Pearson's correlation matrix to identify mechanical-physical-chemical parameters controlling the micro-electrochemical behaviour of machined copper," *Corrosion Science*, vol. 50, pp. 2885-2894, 2008.
- [Grum 2003a] J. Grum and M. Kisin, "Influence of microstructure on surface integrity in turning--part I: the influence of the size of the soft phase in a microstructure on surface-roughness formation," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, pp. 1535-1543, 2003a.
- [Grum 2003b] J. Grum and M. Kisin, "Influence of microstructure on surface integrity in turning--part II: the influence of a microstructure of the workpiece material on cutting forces," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, pp. 1545-1551, 2003b.
- [Hamade 2006] R.F. Hamade, C.Y. Seif, and F. Ismail, "Extracting cutting force coefficients from drilling experiments," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 46, pp. 387-396, 2006.

I, J

- [ISO4287 1998] ISO4287, *Etat de surface : Méthode du profil*. Norme Européenne, 1998.
- [Jackson 1999] M. P. Jackson and R. C. Reed, "Heat treatment of UDIMET 720Li: the effect of microstructure on properties," *Materials Science and Engineering A*, vol. 259, pp. 85-97, 1999.
- [Jacobus 2000] Kurt Jacobus, R. E. DeVor, and S. G. Kapoor, "Machining-Induced Residual Stress: Experimentation and Modeling," *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 122, pp. 20-31, 2000.
- [Jantunen 2002] Erkki Jantunen, "A summary of methods applied to tool condition monitoring in drilling," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 42, pp. 997-1010, 2002.
- [Jemielniak 1998] K. Jemielniak and O. Otman, "Catastrophic Tool Failure Detection Based on Acoustic Emission Signal Analysis," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 47, pp. 31-34, 1998.
- [Jeong 2002] Young-Hun Jeong and Dong-Woo Cho, "Estimating cutting force from rotating and stationary feed motor currents on a milling machine," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 42, pp. 1559-1566, 2002.

K, L

- [Kalvoda 2010] Tomas Kalvoda and Yean-Ren Hwang, "A cutter tool monitoring in machining process using Hilbert-Huang transform," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 50, pp. 495-501, 2010.
- [Kennametal 2006] Inc. Kennametal, "Development of advanced carbide for Nickel-based alloy machining for turbine engines," *National Center for Defense Manufacturing & Machining*, 2006.
- [Kim 1996] Tae-Yong Kim and Jongwon Kim, "Adaptive cutting force control for a machining center by using indirect cutting force measurements," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 36, pp. 925-937, 1996.

- [Klocke 2010] Fritz Klocke, Matthias Brockmann, and Dražen Veselovac, "Definition of surface integrity Process Window for milling based on Péclet Number," *Intercut 2010*, 2010.
- [Ko 2001] S.L. Ko and Lee J.K., "Analysis of burr formation in drilling with a new-concept drill," *Journal of materials processing technology*, vol. 113, pp. 392-398, 2001.
- [Kwong 2008] J. Kwong, D.A. Axinte, and P.J. Withers, "The sensitivity of Ni-based superalloy to hole making operations: Influence of process parameters on subsurface damage and residual stress," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. In Press, Corrected Proof, 2008.
- [Laporte 2005] Sylvain Laporte, "Comportement et endommagement de l'outil en perçage à sec : application ax assemblages aéronautiques," Thèse de doctorat, Université de Bordeaux I, France, n°3088, 2005.
- [Li 1999] Xiaoli Li and S. K. Tso, "Drill wear monitoring based on current signals," *Wear*, vol. 231, pp. 172-178, 1999.
- [Liu 1976] C.R. Liu and M.M. Barash, "The mechanical state of the sub layer of a surface generated by chip-removal process Part 1: Cutting with a sharp tool," *Transactions of ASME, Journal of Engineering for Industry*, pp. 1192–1201, 1976.
- [Li 2007] J.G. Li, M. Umemoto, Y. Todaka, and K. Tsuchiya, "A microstructural investigation of the surface of a drilled hole in carbon steels," *Acta Materialia*, vol. 55, pp. 1397-1406, 2007.

M, N

- [ManHIRP 2004] ManHIRP, "Final report," 2004.
- [Marinescu 2008] Iulian Marinescu and Dragos A. Axinte, "A critical analysis of effectiveness of acoustic emission signals to detect tool and workpiece malfunctions in milling operations," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, pp. 1148-1160, 2008.
- [Marinescu 2009] M. Marinescu, M. Jrad, A. Devillez, and D. Dudzinski, "Cutting Temperature Measurement during Drilling of Ti6Al4V, Comparison between Modeling and Experimental Results from Thrust and Torque Point of View," *12th Cirp Conference on Modelling of Machining Operations. Donostia-San Sebastián, Spain*, vol. 1, pp. 395-402, 2009.
- [Marty 2003] A. Marty, "Simulation numérique de l'usinage par outil coupant à l'échelle macroscopique : contribution à la définition géométrique de la surface usinée," Thèse de doctorat, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Centre de Paris, 2003.
- [Monajati 2004] H. Monajati, M. Jahazi, R. Bahrami, and S. Yuec, "The influence of heat treatment conditions on gamma' characteristics in Udimet® 720," *Materials Science and Engineering*, vol. A 373, pp. 286–293, 2004.
- [Moreau 2010] Vincent Moreau, "Etude dynamique de l'usinage et de l'interaction pièce-outil par mesure des déplacements: application au fraisage et au tournage," Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2010.
- [NF-E66-520-1 1994] NF-E66-520-1, *Couple-Outil-Matière: Présentation générale.*: Norme

Européenne, 1994.

- [NF-E66-520-4 1997] NF-E66-520-4, *Couple-Outil-Matière: Mode d'obtention du Couple-Outil-Matière en tournage.*: Norme Européenne, 1997.
- [NF-E66-520-8 2000] NF-E66-520-8, *Couple-Outil-Matière: Mode d'obtention du Couple-Outil-Matière en perçage dans le plein.*: Norme Européenne, 2000.
- [Nouari 2008] Mohammed Nouari, Madalina Calamaz, and Franck Girot, "Mécanismes d'usure des outils coupants en usinage à sec de l'alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V," *Comptes Rendus Mécanique*, vol. 336, pp. 772-781, 2008.
- [Novovic 2004] D. Novovic, R. C. Dewes, D. K. Aspinwall, W. Voice, and P. Bowen, "The effect of machined topography and integrity on fatigue life," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 44, pp. 125-134, 2004.
- [NPA-E44 2003] NPA-E44, "Engine Critical Parts," 2003.

O, P

- [Osterle 1994] Werner Osterle, Peng Xi Li, and Wolfgang Niewelt, "Microstructural changes induced by grinding of Ni-base superalloy IN 738 LC and their relationship to machining parameters," *Z Metallkd*, vol. 85, pp. 20-27, 1994.
- [Pande 1986] S.S. Pande and Relekar H.P., "Investigations on reducing burr formation in drilling," *International journal of machine tool design and research*, vol. 26, pp. 339-348, 1986.
- [Pawade 2008] R.S. Pawade, Suhas S. Joshi, and P.K. Brahmanekar, "Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 48, pp. 15-28, 2008.
- [Pawade 2007] R.S. Pawade, Suhas S. Joshi, P.K. Brahmanekar, and M. Rahman, "An investigation of cutting forces and surface damage in high-speed turning of Inconel 718," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 192-193, pp. 139-146, 2007.
- [Peña 2005] Begoña Peña, Gorka Aramendi, Asunción Rivero, and Luis N. López, "Monitoring of drilling for burr detection using spindle torque," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 45, pp. 1614-1621, 2005.
- [Perrin 2007] Géraldine Perrin, "Etude métallurgique, mécanique et thermique de l'intégrité de surface des pièces percées au foret hélicoïdal dans l'Inconel718TR détection et quantification des anomalies par process monitoring," Thèse de doctorat, Ecole des Mines de Paris, 2007.
- [Poulachon 2005] G Poulachon, A. Albert, M. Schluraff, and et al., "An experimental investigation of work material microstructure effects on white layer formation in PCBN hard turning," *International journal of machine tools & manufacture*, vol. 45, pp. 211-218, 2005.

R

- [Radhakrishnan 1981] T. Radhakrishnan and S. M. Wu, "On-Line Hole Quality Evaluation for Drilling Composite Material Using Dynamic Data," *J. Eng. for Industry*, vol. 103, pp. 119-125, 1981.

- [Rancic 2010] Mickael Rancic, Jean-Philippe Costes, and Gérard Poulachon, "Tool wear investigation : behaviour in continuous wear trials vs. divided wear trials," *Intercut 2010*, 2010.
- [Rech 2003] J. Rech and A. Moisan, "Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 43, pp. 543-550, 2003.
- [Reed 1999] R. C. Reed, M. P. Jackson, and Y. S. Na, "Characterization and modeling of the precipitation of the sigma phase in UDIMET 720 and UDIMET 720LI," *Metallurgical And Materials Transactions A-Physical Metallurgy And Materials Science*, vol. 30, pp. 521-533, 1999.
- [Rivals 1995] I. Rivals, L. Personnaz, and Dreyfus G., "Modélisation, classification et commande par réseaux de neurones : principes fondamentaux, méthodologie de conception et illustrations industrielles," *Les réseaux de neurones pour la modélisation et la commande de procédés (Lavoisier Tec et Doc)*, 1995.

S

- [Sadat 1987] Abdul B. Sadat, "Surface characteristics of machined Inconel 718 nickel base superalloy using natural and controlled contact length tools," *International journal of machine tools and manufacture*, vol. vol. 27, pp. p. 333-342, 1987.
- [Sadat 1992] A. Sadat and M. Reddy, "Surface integrity of inconel-718 nickel-base superalloy using controlled and natural contact length tools. part I: Lubricated," *Experimental Mechanics*, vol. 32, pp. 282-288, 1992.
- [Sadat 1991] A. B. Sadat, M. Y. Reddy, and B. P. Wang, "Plastic-Deformation Analysis In Machining Of Inconel-718 Nickel-Base Superalloy Using Both Experimental And Numerical-Methods," *International Journal Of Mechanical Sciences*, vol. 33, pp. 829-842, 1991.
- [Salgado 2009] D.R. Salgado, F.J. Alonso, I. Cambero, and A. Marcelo, "In-process surface roughness prediction system using cutting vibrations in turning," *Int J Adv Manuf Technol*, vol. 43, pp. 40-51, 2009.
- [Sandvik 1997] Sandvik, *Techniques modernes d'usinage : guide pratique.*, 1997.
- [Sandvik-Coromant 2001] Sandvik-Coromant, *Techniques Ingénieur perçage.*, 2001.
- [Seguy 2008] Sébastien Seguy, "De l'adaptation à la variation continue de la vitesse de broche afin de contrôler le broutement en fraisage de parois minces : modélisations et études expérimentales," Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2008.
- [Sharman 2008] A.R.C. Sharman, A. Amarasinghe, and K. Ridgway, "Tool life and surface integrity aspects when drilling and hole making in Inconel 718," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 200, pp. 424-432, 2008.
- [Sharman 2001a] A.R.C. Sharman, D. K. Aspinwall, R. C. Dewes, and P. Bowen, "Workpiece surface integrity considerations when finish turning gamma titanium aluminide," *Wear*, vol. 249, pp. 473-481, 2001a.
- [Sharman 2006] A.R.C. Sharman, J.I. Hughes, and K. Ridgway, "An analysis of the residual stresses generated in Inconel 718(TM) when turning," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 173, pp. 359-367, 2006.

[Sharman 2004] A.R.C. Sharman, J. I. Hughes, and K. Ridgway, "Workpiece surface integrity and tool life issues when turning Inconel 718TM Nickel based superalloy," 2004.

[Shi 2007] Dongfeng Shi and Nabil N. Gindy, "Tool wear predictive model based on least squares support vector machines," *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 21, pp. 1799-1814, 2007.

T, U, V

[Teti 2010] R. Teti, K. Jemielniak, G. O'Donnell, and D. Dornfeld, "Advanced monitoring of machining operations," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 59, pp. 717-739, 2010.

[Tlusty 1983] J. Tlusty and G.C. Andrews, "A Critical Review of Sensors for Unmanned Machining," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 32, pp. 563-572, 1983.

[Tosun 2004] G. Tosun and Muratoglu M., "The drilling of Al/SiCp metal-matrix composites, part II. Workpiece surface integrity," *Composites science and technology*, vol. 64, pp. 1413-1418, 2004.

[Ulutan 2011] Durul Ulutan and Tugrul Ozel, "Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: A review," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 51, pp. 250-280, 2011.

[Velásquez 2010] J.D. Puerta Velásquez, A. Tidu, B. Bolle, P. Chevrier, and J.-J. Fundenberger, "Sub-surface and surface analysis of high speed machined Ti-6Al-4V alloy," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 527, pp. 2572-2578, 2010.

[Vigier 1988] Michel Vigier, *Pratique des plans d'expérience.*, 1988.

[Vigneau 1999] Joël Vigneau, "Usinage des matériaux aéronautiques à faible usinabilité," *Technique de l'ingénieur*, 1999.

W, Y

[Wagner 2011] Vincent Wagner, "Amélioration de la productivité en usinage d'un titane réfractaire : le Ti5553," Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2011.

[Wagner 1999] L. Wagner, "Mechanical surface treatments on titanium, aluminum and magnesium alloys," *Materials Science and Engineering A*, vol. 263, pp. 210-216, 1999.

[Wehbe 2010] Toufic Wehbe, "Etude des vibrations de pièce mince durant l'usinage par stéréo corrélation d'images," Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2010.

[Yang 2002] Juhchin A. Yang, Venkatraman Jaganathan, and Ruxu Du, "An analytical study on the stability of drilling and reaming," *Metal cutting and high speed machining*, pp. 233-249, 2002.

ANNEXES

A. Anomalies d'usinage observées dans le projet ManHIRP.....	186
1. Anomalies géométriques	186
2. Anomalies non-géométriques.....	190
B. Rapport de contrôle dimensionnel d'un perçage.....	192
C. Modélisation de l'usure par les signaux de puissance.....	193
D. Etude de l'opération de finition	194
1. Dispositif expérimental	194
2. Plan d'essais	195
a) Essais COM et « cartographie ».....	196
b) Essais d'usure.....	198
3. Caractérisation et évolution de l'usure de la plaquette.....	198
4. Analyse de l'intégrité de surface	200
5. Analyse des signaux	200
6. Corrélations entre les marques de vibration les efforts de coupe et l'accélération.....	201

A. ANOMALIES D'USINAGE OBSERVEES DANS LE PROJET MANHIRP

Cette annexe présente des exemples d'anomalies observées durant le projet européen ManHIRP. Elles ont été classées en deux catégories (géométriques et non-géométriques). Les critères de caractérisation sont présentés pour chaque anomalie, ainsi que les moyens de mesures.

1. Anomalies géométriques

Famille	Anomalies	Description	Caractérisation	Moyen de contrôle
Géométriques	Mauvais état de surface	Déviations de l'état de surface par rapport à l'exigence de conception	Ra, Rmax, Rz, Rt Profil de rugosité	Rugosimètre Profilomètre
	Stries (Figure A.3)	Étalement de matière localisé formant des bourrelets de chaque côté de la strie. Stries anormales d'usinage ou stries de remontée dans le cas des parçages	Profondeur Maximale Largeur de la strie Surface Longueur de la strie Hauteur des bourrelets formés	Profilomètre Macroscopie et inspection visuelle MEB
	Fissures (Figure A.4)	Fissure visible en surface interrompant la continuité du matériau de base	Profondeur de la Fissure Longueur de la fissure Largeur de la fissure Angle de la fissure Angle couvert par les fissures (perçages) Fraction de la surface fissurée (Nombre de fissures par mm ²)	Macroscopie et inspection visuelle Contrôle Ressuage Courant de Foucault MEB
	Marques de vibration (Figure A.1)	Ondulation périodique visible en surface	Ra, Rmax, Rz, Rt Profil d'ondulation	Profilomètre Macroscopie et inspection visuelle MEB
	Peau d'orange (Figure A.2)	Ondulation non-périodique visible en surface	Ra, Rmax, Rz, Rt Profil d'ondulation Contraintes résiduelles	Profilomètre Macroscopie et inspection visuelle MEB
	Bavure (Figure A.7)	Bande de matière déformée (extrudée) en dehors de la pièce par l'opération d'usinage	Hauteur de la bavure Épaisseur de la bavure	Macroscopie et inspection visuelle
	Inclusion d'un matériau étranger (Figure A.5)	Corps étranger au matériau de base incrusté sur la surface usinée (ex : fragment d'outil de coupe)	Dimension de l'inclusion Profondeur de diffusion chimique dans le matériau Profondeur et angle d'une couche de grains déformée Variation de micro-dureté du matériau de base	Macroscopie et inspection visuelle Contrôle Ressuage Courant de Foucault MEB
	Coloration (oxydation) (Figure A.6)	Changement de couleur par rapport à un usinage de référence	L'intensité de couleur peut permettre de prédire la température atteinte Fraction de la surface colorée	Macroscopie et inspection visuelle

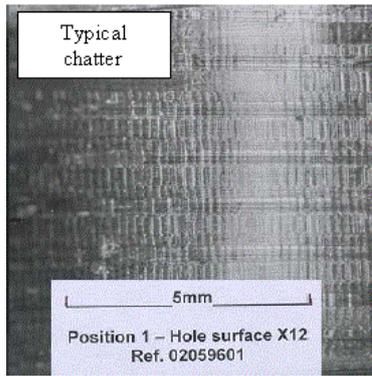


Figure A.1 : Marques de vibration



Figure A.2 : Aspect peau d'orange sur du TA6V tourné

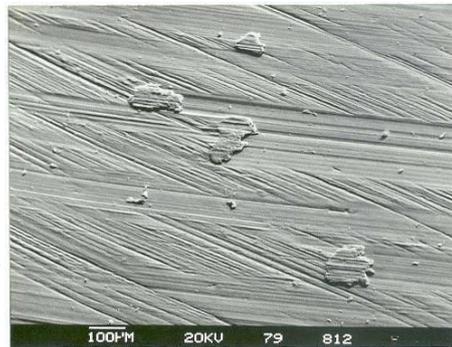
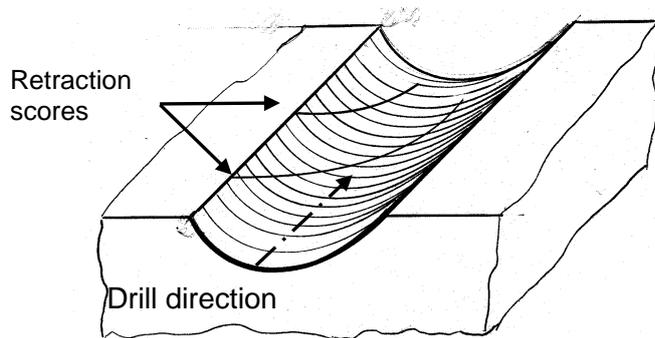


Figure A.3 : Exemple de stries de remontée dans un perçage

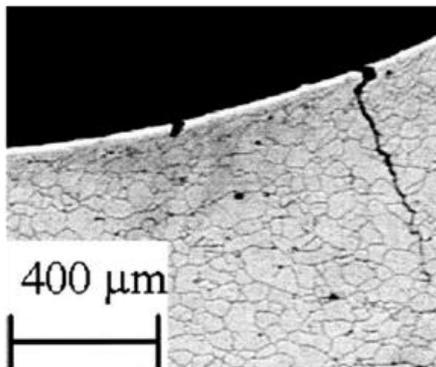


Figure A.4 : Exemple de fissure

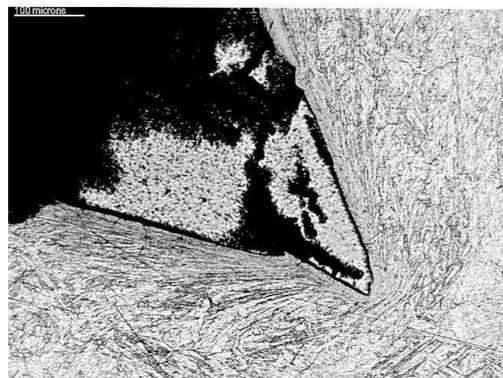


Figure A.5 : Exemple d'une arête de coupe incrustée dans un disque en acier

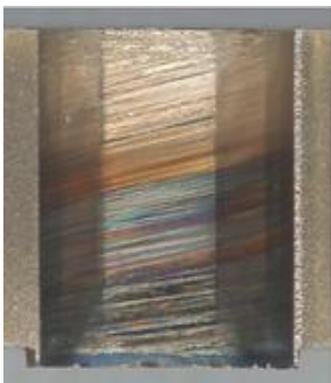


Figure A.6 : Exemple de coloration d'un perçage dans l'Inconel® 718

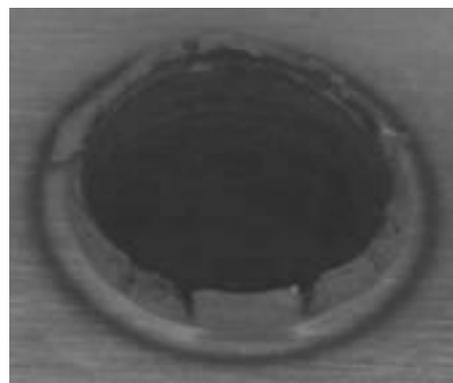


Figure A.7 : Exemple de bavure à la sortie d'un perçage dans l'Inconel® 718

Famille	Anomalies	Description	Caractérisation	Moyen de contrôle
Géométriques	Ecaillage « Flaking » (Figure A.8)	Dé laminage d'une couche de matière déformée	Profondeur maximale de matière enlevée Surface de matière enlevée	Contrôle ressuage Attaque (Blue etch) Courant de Foucault MEB
	Copeaux collés 'blackspot' (Figure A.10)	Collage ou inclusion de copeau sur la surface usinée (Décohésion avec le matériau de base)	Dimension des copeaux Distance moyenne entre copeaux Surface recouverte par les copeaux Profondeur maximale des copeaux incrustés	Contrôle ressuage Microscope optique MEB
	Etalement (laps) (Figure A.9)	Bande localisée de matière fortement déformée à la surface	Profondeur maximale Surface Profondeur et angle de la zone déformée	Contrôle ressuage Microscope optique Attaque (Blue etch) Courant de Foucault MEB
	Arrachement de grains (Figure A.11)	Petits trous ou poches visibles en surface correspondant à l'arrachement de particules ou grains du matériau de base	Profondeur maximale Surface de matière enlevée	Contrôle ressuage Microscope optique Attaque (Blue etch) Courant de Foucault MEB
	Contamination	Changement de la composition chimique par rapport au matériau de base ('Alpha case' pour les alliages de Titane)	Surface contaminée Type de contamination Profondeur de diffusion	Attaque (Blue etch) Courant de Foucault MEB

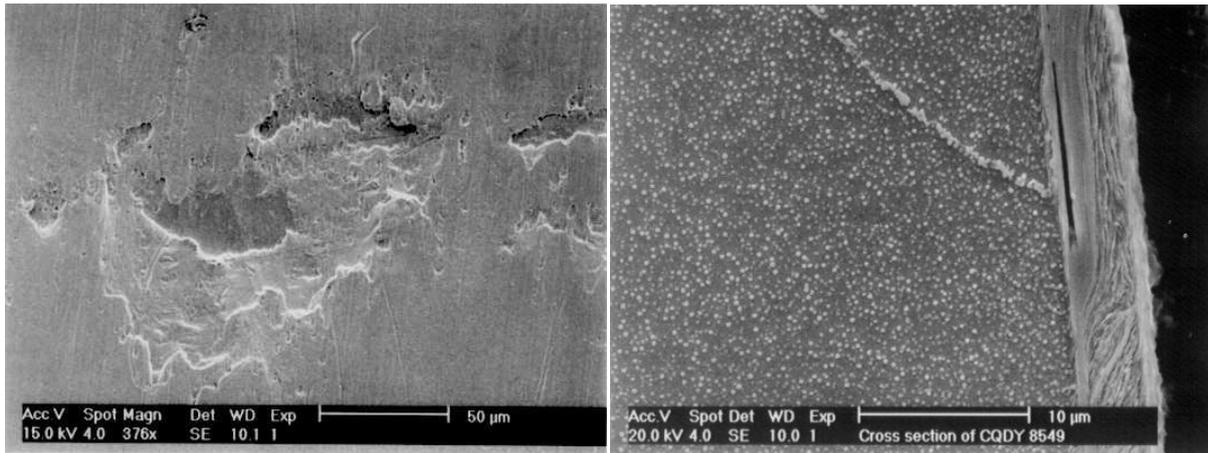


Figure A.8 : Exemple d'écaillage d'une couche délaminée

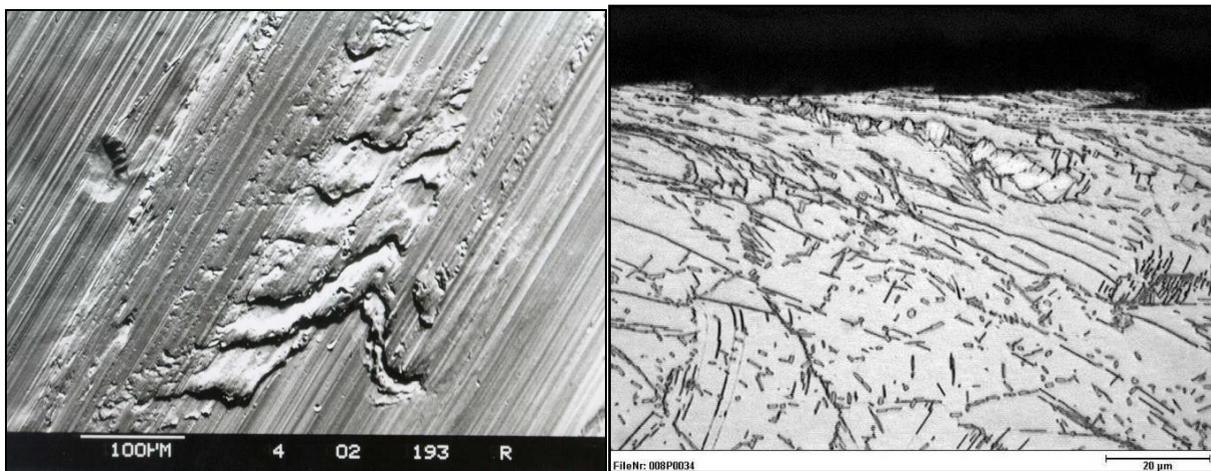


Figure A.9 : Exemple d'étalement de matière sur une surface brochée

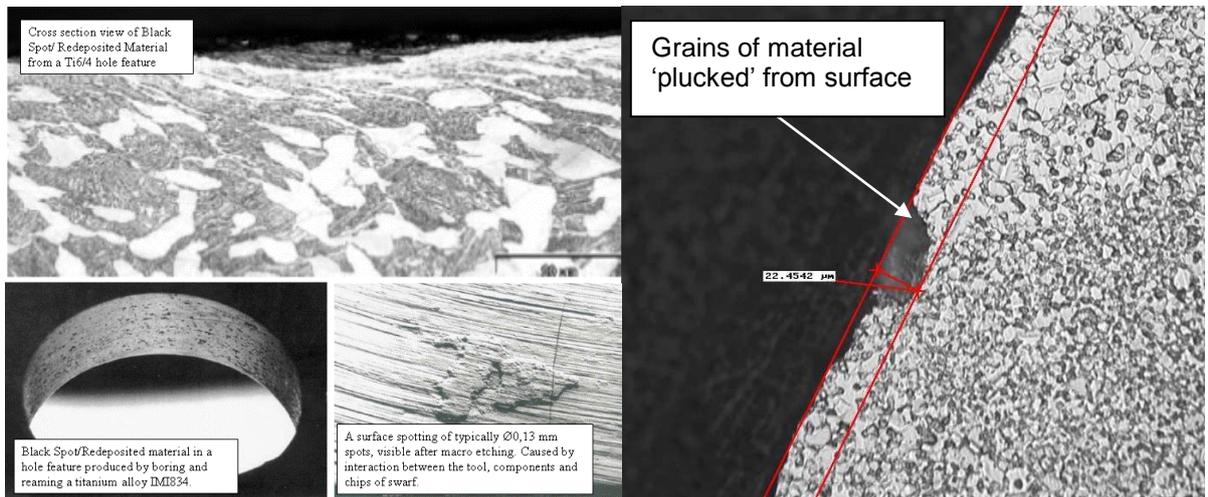


Figure A.10 : Exemple de copeaux

Figure A.11 : Exemple d'arrachements

2. Anomalies non-géométriques

Famille	Anomalie	Description	Caractérisation	Moyen de contrôle
Non-géométriques	Couche déformée (Figure A.16)	Couche de matière déformée par l'usinage sans décohésion avec le matériau de base	Profondeur maximale de la couche Angle des grains déformés	Microscope optique MEB Micro-dureté Contraintes résiduelles
	Ecroûissage (Figure A.15)	Bande de cisaillement en sous-couche	Profondeur maximale de la couche Angle des grains déformés	
	Couche redéposée	Couche de matière très déformée redéposée à la surface du matériau de bas. Cette couche présente une autre microstructure et en décohésion avec le matériau de base	Profondeur maximale et surface de la couche Type de microstructure formé Changement de micro-dureté	
	Couche recristallisée	Transformation de la microstructure (nouvelle taille de grain) due à un forte pression et température	Profondeur maximale et surface de la couche Taille de grains par rapport au matériau de base Changement de micro-dureté	
	Couche refondue	Couche de matière refondue sur la surface usinée	Profondeur maximale et surface de la couche Taille de grains par rapport au matériau de base Changement de micro-dureté	
	Dissolution de phases durcissantes (Figure A.12)	Dissolution de phases durcissantes du matériau de base. Due à un échauffement de la matière en surface Ti – Changement the proportion des phases alpha et beta Ni –Dissolution des phases γ' dans la matrice	Profondeur maximale et surface de la couche Changement de la proportion de phases Taille de grains par rapport au matériau de base Changement de micro-dureté	
	Couche blanche (Figure A.14)	Couche de matière métallurgiquement différente du matériau de base, sans zone de décohésion et qui ne peut pas être définie dans les anomalies précédentes (Apparence blanchâtre après attaque)	Profondeur maximale et surface de la couche Taille de grains par rapport au matériau de base Changement de micro-dureté	

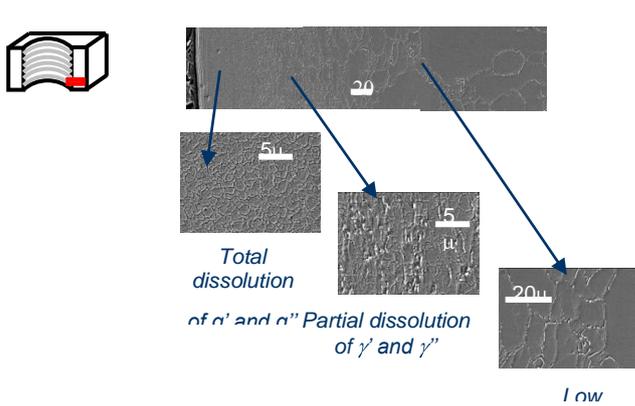


Figure A.12 : Exemple de dissolution de phases

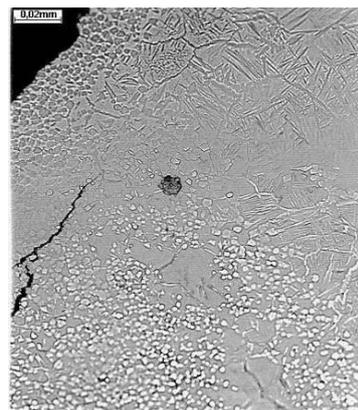


Figure A.13 : Exemple de couche recristallisée

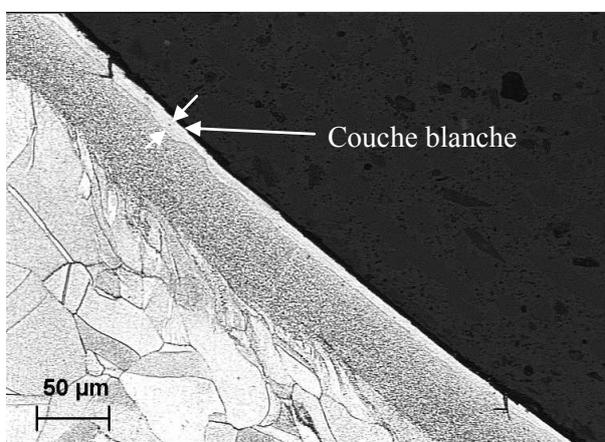


Figure A.14 : Exemple de couche blanche

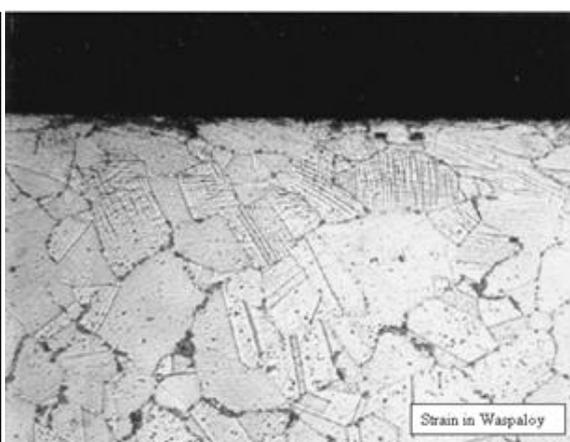


Figure A.15 : Exemple d'écrouissage

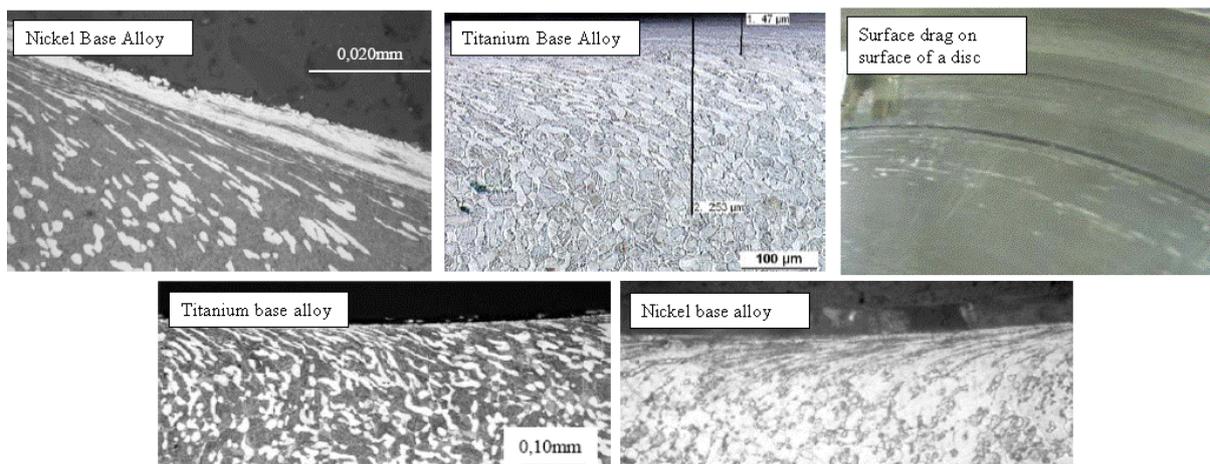


Figure A.16 : Exemples de couches déformées

B. RAPPORT DE CONTROLE DIMENSIONNEL D'UN PERÇAGE

Cette annexe présente un rapport de contrôle dimensionnel, réalisé à la Machine de Mesure Tridimensionnelle (MMT), pour un perçage. Les mesures de la forme et de la position de trois diamètres réalisés à différentes profondeurs dans le perçage permettent de calculer la rectitude de du cylindre, la cylindricité, le diamètre du cylindre, etc.

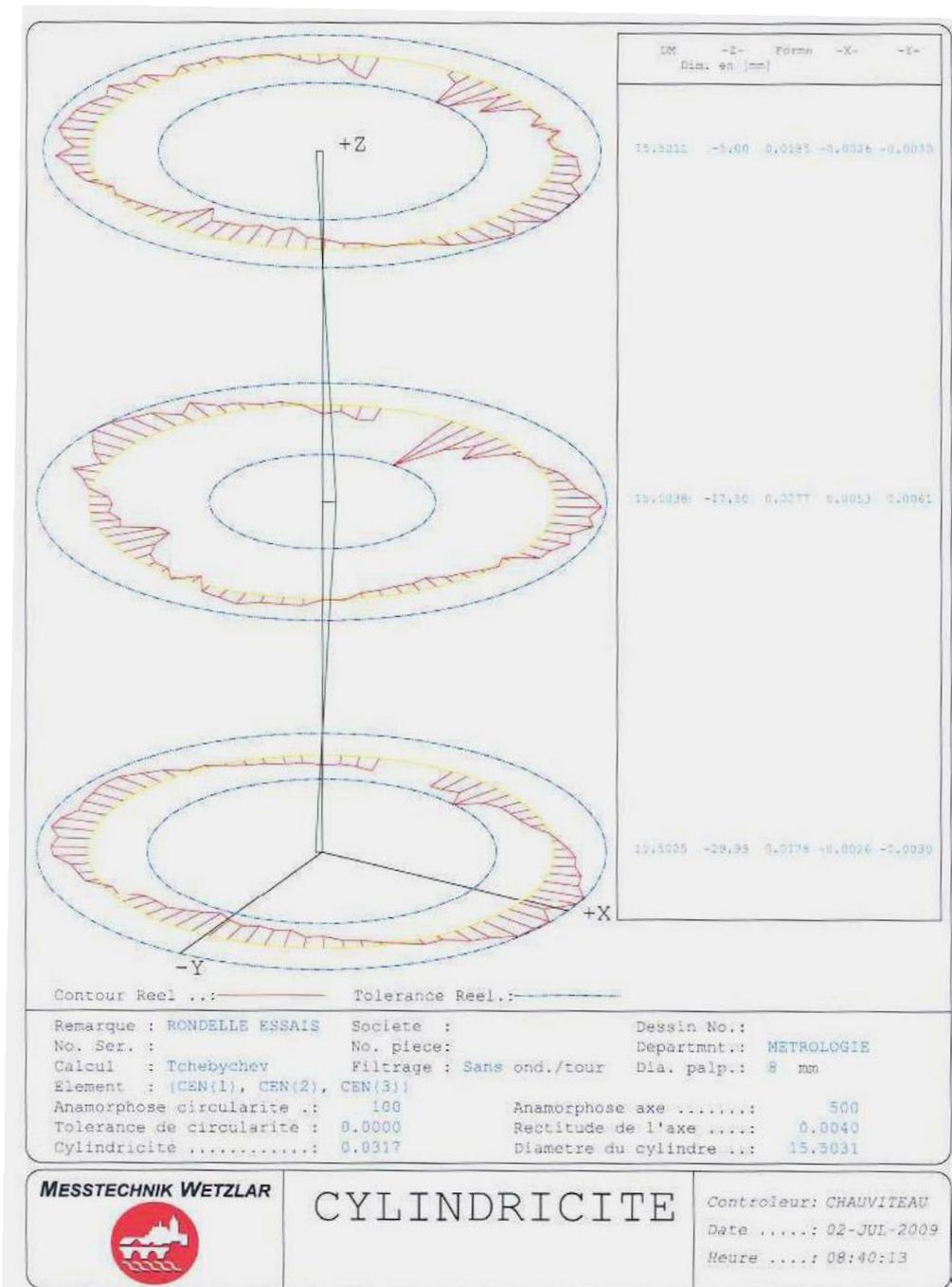


Figure B.1 : Rapport MMT de contrôle dimensionnel d'un perçage

C. MODELISATION DE L'USURE PAR LES SIGNAUX DE PUISSANCE

Une modélisation de l'usure a été réalisée à l'aide des conditions de coupe et des composantes statiques et dynamique de la puissance de coupe calculée à partir des signaux de la platine de mesure d'efforts. Le Tableau C.1 présente les constantes de la loi de puissance utilisée pour modéliser l'usure en dépouille V_b et la hauteur usée des listels. Ce tableau montre également les coefficients de détermination obtenus pour les deux critères d'usure. De la même manière que les critères d'intégrité de surface, les résultats sont comparés aux valeurs mesurées ayant servi à établir le modèle et à des essais de vérification réalisés à $V_c = 22$ m/min (Figure C.1).

Tableau C.1 : Estimations des usures du foret à l'aide des conditions de coupe et des composantes statiques et dynamique de la puissance de coupe.

Type d'usure	Exposants de l'équation $z = A \times V_c^B \times f^C \times P_{calc}^D \times SDP_{calc}^E$					Coefficient de détermination de la régression
	A	B	C	D	E	R^2
Vb	-18,63	-4,76	-2,42	5,27	-0,89	0,91
Listel	-6,87	-2,59	-1,41	2,12	-0,14	0,62

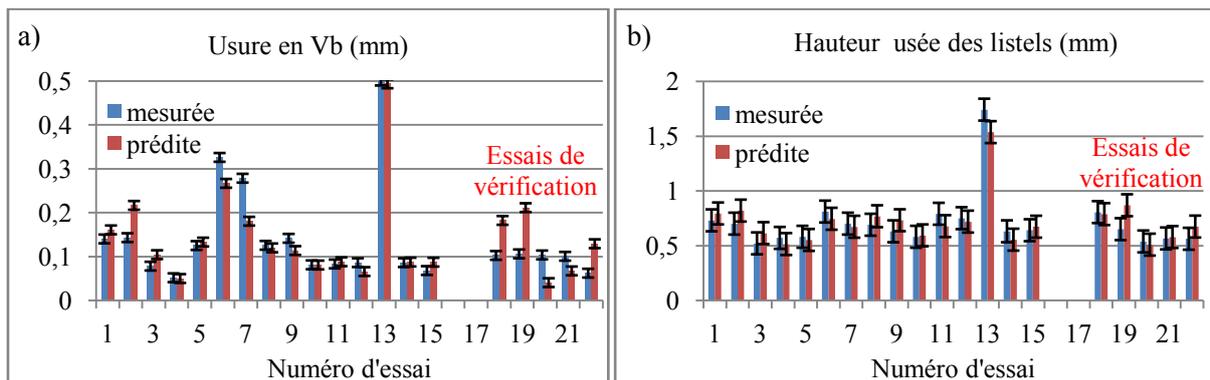


Figure C.1 : Résultat de la modélisation a) de l'usure en dépouille V_b et b) de la hauteur usée des listels.

Les résultats obtenus par ces deux modèles sont excellents pour la hauteur usée des listels et satisfaisants pour l'usure en dépouille malgré des erreurs relativement importantes pour les essais de vérification.

L'usure en dépouille a été privilégiée pour être intégrée dans les modèles du chapitre V car elle présente des variations significatives entre les essais contrairement à la hauteur usée des listels. Ce point, peut notamment expliquer les différences entre les deux critères pour les essais de vérification.

D. ETUDE DE L'OPERATION DE FINITION

Ce paragraphe est consacré à l'extrapolation de notre approche à l'opération de finition des alésages, réalisée en tournage intérieur. L'objectif est de définir l'impact de cette opération sur l'intégrité de surface et de corrélérer les anomalies générées aux signaux enregistrés.

Le dispositif et la démarche expérimentale seront tout d'abord présentés. Ensuite, comme dans l'étude de l'opération de perçage, nous présenterons les anomalies d'usinage et les signaux générés par ces essais. Nous clôturerons ce chapitre par l'étude d'une corrélation réalisée entre les marques de vibrations observées sur les pièces et les signaux enregistrés.

1. Dispositif expérimental

L'opération de finition consiste en un alésage de diamètre 15,8 mm suite à l'opération d'ébauche (perçage diamètre 15.5 mm). Les pièces d'essais sont des cylindres de longueur 37 mm et de diamètre extérieur 28 mm représentant le centre du disque de turbine (Figure D.1.a). Comme pour les essais de perçage, le diamètre extérieur des échantillons est choisi de façon à respecter la massivité thermique de la pièce d'étude. Les cylindres sont prélevés dans les rondelles utilisées pour les essais de perçage.

L'outil de tournage est une barre à aléser équipée d'une plaquette amovible WIDIA CCMT 060204 (Figure D.1.b) avec un arrosage par le centre de la barre. Les usinages ont été réalisés sur un tour à commande numérique OKUMA Lu 35.

L'opération de perçage est réalisée au tour, avant l'opération de finition sans démontage de la pièce entre les deux opérations afin d'éviter les imprécisions de mise en position. Enfin, les essais ont été instrumentés avec les mêmes types de capteurs que pour le perçage (Figure D.2) :

- un capteur de puissance Watt Pilote, installé entre le variateur et le moteur de la broche,
- une platine de mesure d'efforts trois composantes Kistler,
- trois accéléromètres Bruel & Kjaer positionnés sur le porte outil et suivant les trois directions de la machine,
- une caméra USB (zoom x90) permettant de mesurer l'usure outil entre chaque passe.

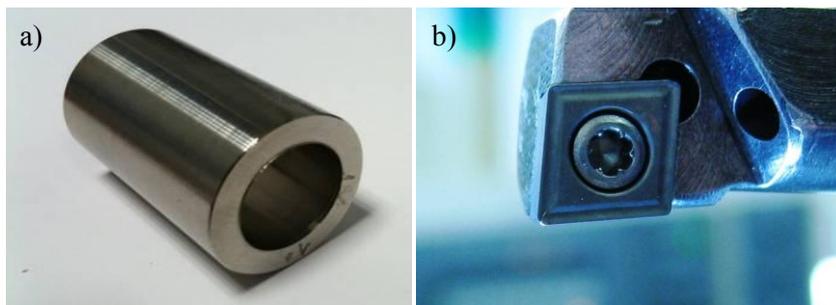


Figure D.1 : (a) Pièce d'essai de tournage et (b) plaquette amovible CCMT 060204.



Figure D.2 : Montage expérimental de tournage.

2. Plan d'essais

Trois séries d'essais ont été réalisées en tournage :

- un Couple-Outil-Matière,
- des essais complémentaires appelés « cartographie »,
- des essais d'usure aux limites du domaine d'étude.

Le domaine d'étude est défini par deux plages de vitesses ($V_c = 5 - 70$ m/min et $f = 0,01 - 0,16$ mm/tr) et une usure en dépouille $V_b = 0,2$ mm (ligne rouge sur la Figure D.3). Les plages de vitesses ont été déterminées par les limites liées au procédé et listées ci-dessous :

- la vitesse minimale de coupe est limitée à $V_{c, \text{mini}} = 5$ m/min,
- la vitesse maximale de coupe $V_{c, \text{maxi}}$ est déterminée par la vitesse de rotation maximale de la machine ($N = 1500$ tr/min) et étant donné que le diamètre usiné est de 15,8 mm, la vitesse de coupe maximale est donc d'environ 75 m/min,
- l'avance minimale testée est $f_{\text{mini}} = 0,01$ mm/tr afin de se rapprocher du copeau minimum,
- l'avance maximale est déterminée par la limite de rugosité. En théorie un $Ra_{\text{maxi}} = 0,8$ μm est obtenue avec une avance de $f = 0,1$ mm/tr ($Ra = f^2/32R\epsilon$) avec $R\epsilon$ le rayon de bec [Fanchon 1994]. Nous avons doublé la valeur de Ra maximale théorique et donc choisi $f_{\text{max}} = 0,16$ mm/tr.
- L'usure en dépouille de l'outil en condition de production est inférieure à 0,1 mm. Nous avons augmenté la limite d'usure à un $V_b = 0,2$ mm.

Les conditions utilisées en production ont été choisies comme point de référence : $V_{c_{prod}} = 30$ m/min, $f_{prod} = 0,07$ mm/tr et $a_{p_{prod}} = 0,15$ mm.

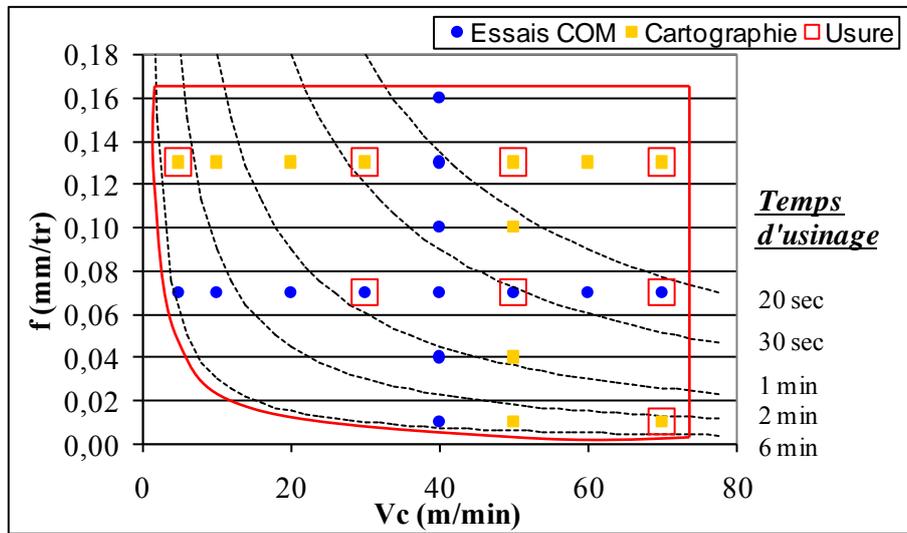


Figure D.3 : Représentation dans le plan (V_c , f) des essais effectués en tournage

a) Essais COM et « cartographie »

Les premiers essais réalisés en tournage sont des essais de type Couple-Outil-Matière comme définis dans la norme [NF-E66-520-4 1997]. La Figure D.4 représente le coefficient spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe sélectionnée pour l'usinage. Le coefficient spécifique de coupe est calculé avec l'équation D.1 à l'aide de l'avance, de la section de copeau et des efforts de coupe (F_x , F_y et F_z). La Norme définit le $V_{c, min}$ comme étant le point situé juste après le second rebond dans une courbe à « double bosse ». Ainsi le $V_{c, min}$ choisi est 40 m/min. L'avance optimale $f_{optimal}$, est déterminée comme étant la vitesse située juste après le point d'inflexion de la courbe (Figure D.4.b). L'avance optimale est donc égale à l'avance utilisée en production $f_{optimal} = f_{prod} = 0,07$ mm/tr.

équation D.1

$$Kc (N/mm^2) = \frac{F}{ap \times f} = \frac{\sqrt{Fx^2 + Fy^2 + Fz^2}}{ap \times f}$$

Les essais COM ont été complétés par des essais effectués aux limites du domaine d'étude. Ces essais complémentaires ont pour but de définir plus précisément les paramètres V_c et f permettant d'obtenir une intégrité de surface acceptable.

La Figure D.3 montre les quatre séries de points :

- deux séries à avance fixe ($f = f_{optimal} = 0,07$ mm/tr ou $f = 0,13$ mm/tr) et vitesse de coupe variable (V_c variant de 5 m/min à 70 m/min),
- deux séries à vitesse de coupe fixe ($V_c = V_{c, min} = 40$ m/min ou $V_c = 50$ m/min) et avance variable (f variant de 0,01 mm/tr à 0,16 mm.tr).

Dans un premier temps, ces essais nous ont permis de valider les paramètres $V_{c, \min}$ et f_{optimal} . Sur le graphe de la Figure D.4.b, les deux courbes pour des V_c distinctes se superposent juste après leur point d'inflexion pour $f = 0,07$ mm/tr. la valeur de f_{optimal} est donc confirmée. La Figure D.4.a permet de valider la valeur de $V_{c, \min}$ choisie lors des essais COM. En effet, pour $f = 0.13$ mm/tr, le point de fonctionnement ayant la plus basse énergie spécifique correspond à $V_c = 40$ m/min = $V_{c, \min}$.

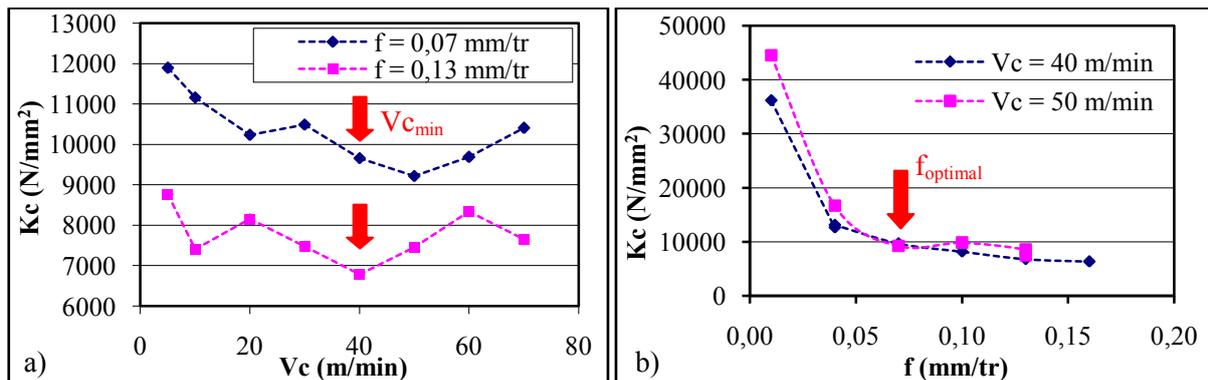


Figure D.4 : Evolution du coefficient spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe (a) et de l'avance (b)

La Figure D.5 représente les différentes formes de copeaux obtenues pour les conditions de coupe testées (notation selon [NF-E66-520-4 1997]). Un changement de forme est clairement identifiable pour les avances supérieures à 0,07 mm/tr. En revanche, aucune influence de la vitesse de coupe n'est observable.

f (mm/tr)	0.16					4.1			
	0.13	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	4.1	6.1
	0.10					4.1	4.3		
	0.07	4.1 / 4.3	4.3	4.1 / 4.3	4.3	4.3	4.3	4.3	4.3
	0.04					4.3	4.3		
	0.01				4.3	4.3	4.3		4.3
		5	10	20	30	40	50	60	70
		V_c (m/min)							
Notation des copeaux :									
• Hélicoïdal en rondelle long = 4.1									
• Hélicoïdal enchevêtré = 4.3									
• En arc attaché = 6.1									

Figure D.5 : Evolution de la forme des copeaux en fonction des conditions de coupe

b) Essais d'usure

La problématique des essais d'usure est différente des essais de perçage car son évolution est beaucoup plus lente. En production, la durée de vie des forets est limitée à deux perçages alors que les plaquettes de tournage réalisent 8 passes. Une autre méthodologie d'essai a donc été mise en œuvre.

Pour des conditions de coupe données, plusieurs passes d'usinage sont effectuées dans une pièce spécifiques (dite « d'usure ») jusqu'à générer une usure en dépouille $V_b = 0,2$ mm. Une fois ce stade atteint, la dernière passe est réalisée dans une pièce dite « neuve » (uniquement percée $\varnothing 15,5$ mm) avec les mêmes conditions de coupe. Cette méthodologie correspond aux essais d'usure « divisés » définis par Cantero [Cantero 2005] ou Rancic [Rancic 2010] et est la plus représentative du processus de production comparé à une usure artificielle.

Conservant cette méthodologie, deux types d'essais ont été réalisés (Figure D.3):

- une première série destinée à délimiter le domaine d'intégrité de surface dans des conditions d'usinage dégradées, en l'occurrence avec une usure outil $V_b = 0,2$ mm et avec des vitesses de coupe et d'avance importantes.
- une seconde série d'essais réalisée avec des paramètres d'usinage « extrêmes ». C'est-à-dire où les paramètres de vitesse de coupe ou d'avance ont été portés à leur maximum ou minimum. Ces deux points sont destinés à créer volontairement des anomalies d'usinage ($V_c 70/f_0,01$ et $V_c 5/f_0,013$).

3. Caractérisation et évolution de l'usure de la plaquette

L'usure de l'outil de la plaquette de tournage est caractérisée par une usure en dépouille et la formation d'une arête rapportée. La Figure D.6 montre les différents stades d'usure d'une plaquette pour la vitesse de coupe $V_c 70$ m/min et l'avance $f 0,13$ mm/tr. Le mode de dégradation de l'outil est principalement de l'abrasion.

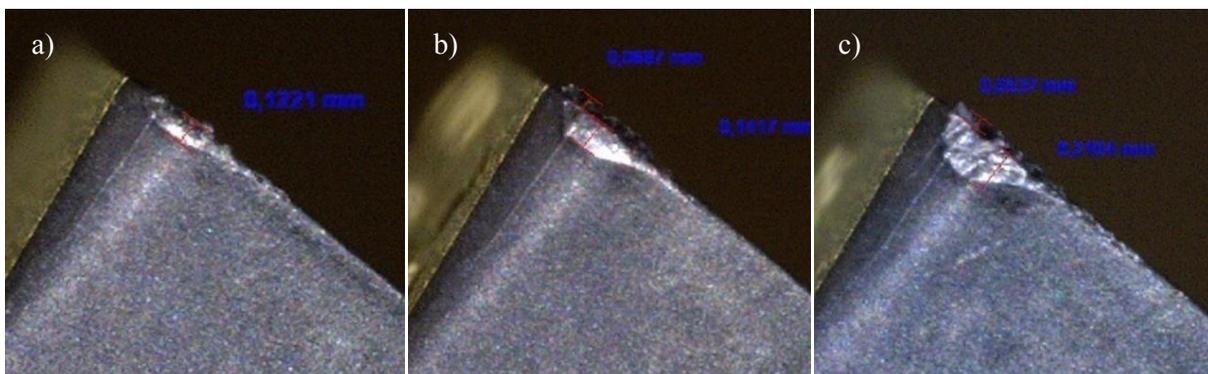


Figure D.6 : Evolution de l'usure en dépouille (V_b) pour les conditions de coupe $V_c 70$ et $f_0,13$: (a) 1^{ère} passe, (b) 4^{ème} passe, (c) 8^{ème} passe.

Durant ces essais, l'usure a été mesurée entre chaque passe. Ainsi, nous avons pu déterminer la vitesse d'usure des plaquettes en fonction des différents paramètres de coupe (Figure D.8). L'usure outil est très rapide pour les conditions générant des débits copeaux faibles ($V_c = 70 \text{ m/min}$ & $f = 0,01 \text{ mm/tr}$ et $V_c = 5 \text{ m/min}$ & $f = 0,13 \text{ mm/tr}$) et pour les vitesses de coupe élevées ($\geq 60 \text{ m/min}$). Ceci se justifie par des conditions d'usinage extrêmes (forte abrasion à V_c élevée).

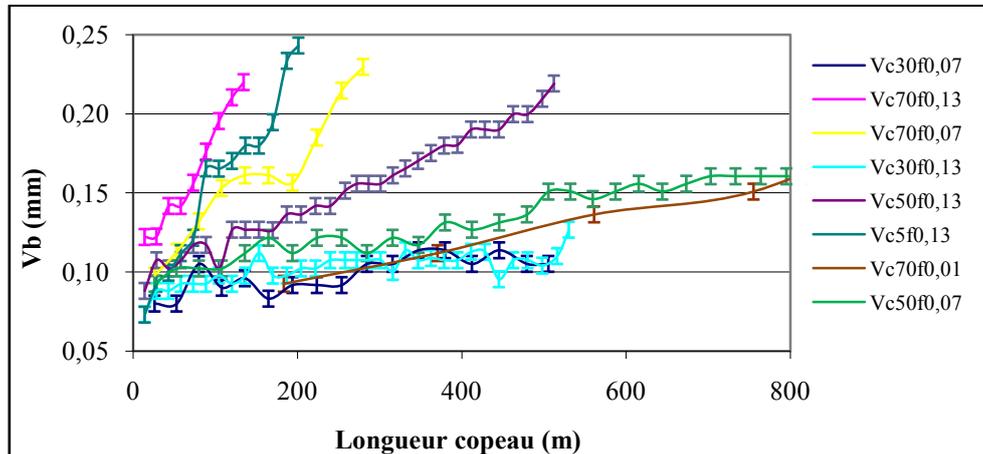


Figure D.7 : Usure outil en fonction de V_c/f et de la longueur coupée

La Figure D.8, présente le nombre de passes nécessaires pour atteindre un $V_b = 0,2 \text{ mm}$. Ainsi, pour les vitesses de coupe « extrêmes », l'usure outil est bien plus rapide que pour les conditions de coupe « référence » (conditions de production $V_c 30$ et $f 0,07$). Les essais ont été limités à 32 passes au maximum, or, certains paramètres d'usinage ne nous ont pas permis d'atteindre une usure $V_b = 0,2 \text{ mm}$. Dans ces cas là, nous avons extrapolé les résultats obtenus afin de supposer le nombre de passes nécessaire à l'obtention de $V_b = 0,2 \text{ mm}$.

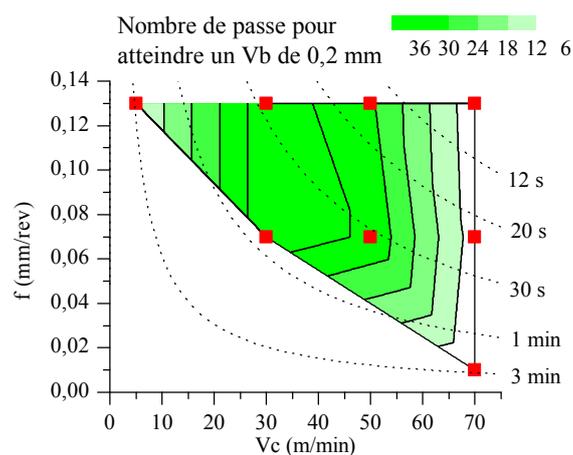


Figure D.8 : Usure outil en fonction de V_c/f et du nombre de passes

Malgré un domaine de conditions de coupe relativement important et un usinage confiné, l'évolution de l'usure est régulière et relativement lente par rapport au procédé de perçage. Cette

évolution à pour conséquence de générer des intégrités de surface stables à l'intérieur d'un même échantillon et des signaux quasi-identiques durant l'usinage.

4. Analyse de l'intégrité de surface

Les anomalies observées lors des essais de tournage sont, à peu de choses près identiques à celles obtenues lors des essais de perçage. Seul leur nombre et leurs amplitudes varient. Les principales anomalies observées sont :

- déformations en entrée et en sortie de l'alésage. Ces anomalies sont caractérisées par l'angle de la déformation par rapport à l'axe de la pièce,
- bavures: longueur de 30 à 200 μm et épaisseur de 30 à 70 μm ,
- ondulation périodique de la surface (marques de vibrations),
- arrachements de 10 à 20 μm de diamètre,
- copeaux collés en surface,
- écrouissage caractérisé par des γ' p allongés (épaisseur inférieure à 10 μm), des grains enchâssés et une déviation de la micro-dureté de 0 à 15%.

Les anomalies d'usinage sont relativement peu nombreuses et aucun essai n'a permis de générer une couche de γ' p dissous. Les marques de vibrations sont présentes sur tous les essais mais le critère de rugosité R_z servant à les caractériser ne dépasse pas les valeurs acceptables. Les copeaux collés n'ont pas été pris en compte car ils sont localisés et non enfoncés. Pour rappel, seuls les copeaux enfoncés peuvent générer un abatement sur la tenue en fatigue.

5. Analyse des signaux

L'analyse des signaux a été réalisée en utilisant la même méthode que lors des essais de perçage. Une analyse temporelle suivie d'une analyse fréquentielle a été réalisées. L'analyse fréquentielle s'est déroulée en deux phases, avec une identification des différentes fréquences présentes lors des usinages et un sonnage des éléments du système (platine et outil).

Les principales fréquences identifiées lors des essais sont la fréquence de rotation de la broche et le premier mode de vibration de l'outil. L'analyse fréquentielle est plus simple que celle du perçage et une corrélation directe a été réalisée entre les marques de vibrations et la fréquence propre de l'outil.

Les signaux obtenus présentent des évolutions régulières et relativement stables. Des variations significatives de comportements ont été relevées sur la composante dynamique des signaux d'efforts et des accéléromètres en relation avec la vibration de l'outil décrit dans le paragraphe précédent.

6. Corrélations entre les marques de vibration les efforts de coupe et l'accélération

Une corrélation similaire à celle réalisée sur le perçage (rugosité puissance) peut être réalisée entre les signaux d'efforts, d'accélération et les marques de vibrations observées sur les pièces tournées. Cette corrélation met en avant une redondance entre la composante dynamique des signaux d'effort et les accéléromètres comme explicité au paragraphe IV.2.

La Figure D.9 présente un signal d'effort brut en regards à une micrographie de la surface de la pièce correspondante. Le secteur vibré est caractérisé par un écart type sur le signal d'effort au moins deux fois supérieur à la normale. De plus, une analyse fréquentielle des signaux d'effort a permis d'identifier la fréquence correspondante à ces vibrations aux alentours de 300 Hz (de 280 et 320 Hz en fonction des essais). Le pic identifié aux alentours de 300 Hz est inexistant lorsqu'il n'y a pas de vibration. Cependant, ces fréquences excitées ne correspondent à aucune fréquence propre du système. Elles doivent donc correspondre à un harmonique de la fréquence propre de l'outil qui se répercute dans cette gamme de fréquences.

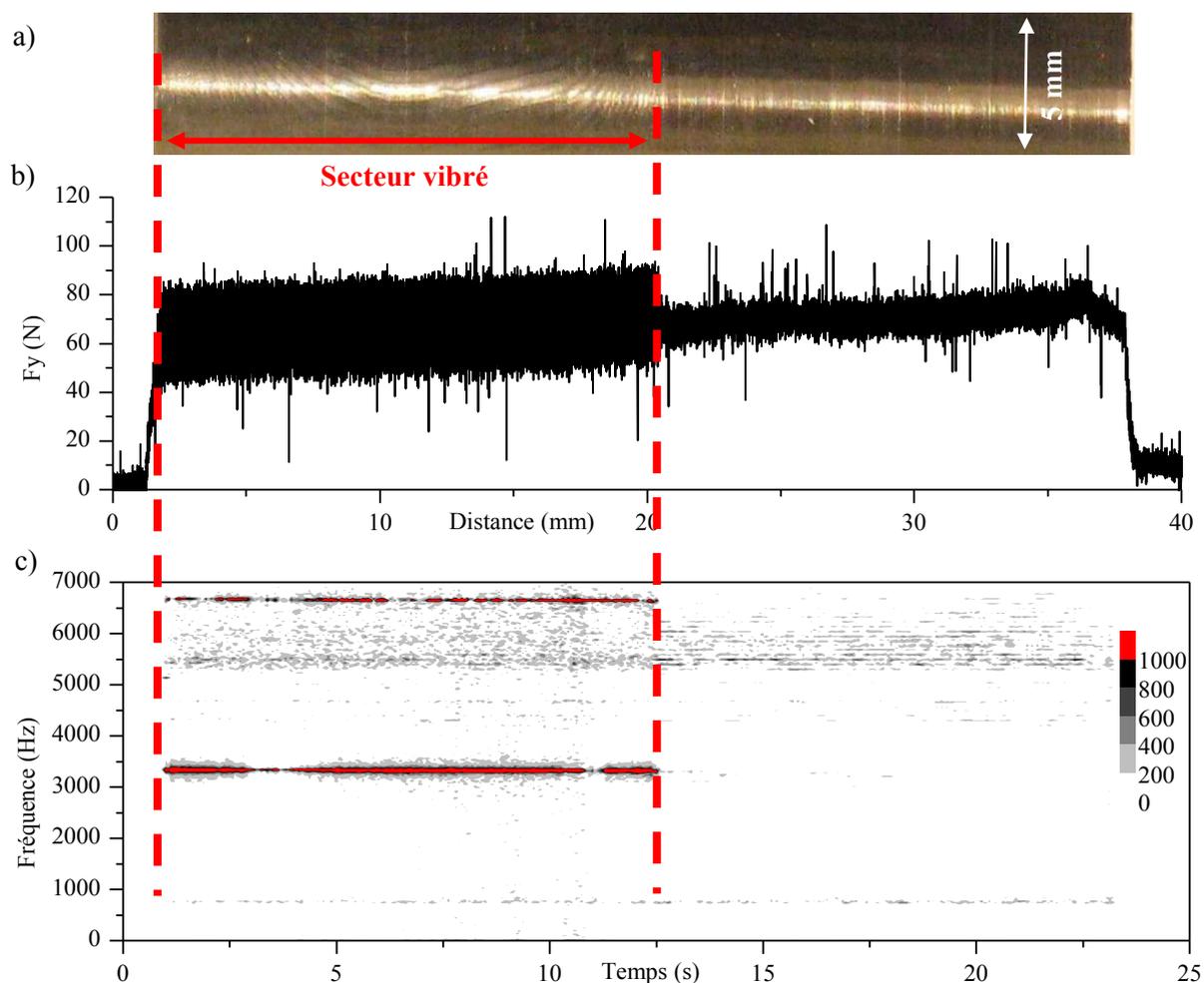


Figure D.9 : Corrélation entre (a) les marques de vibrations observées sur les pièces tournées, (b) les signaux d'effort et (c) d'accélération pour un essai avec un outil neuf réalisé à V_c 70 m/min et f 0,07 mm/tr.

L'observation du nombre de stries de vibration sur les pièces permet d'identifier la principale fréquence de vibration générant les marques (équation D.2). Il s'avère que cette dernière est strictement égale à la fréquence propre de l'outil. Dans notre cas, un outil neuf génère donc des stries à la fréquence de 3300 Hz. En calculant la fréquence des stries de vibrations sur les pièces ayant été usinées avec des outils usés, cette fréquence est alors d'environ 3200 Hz et ce, quelle que soit la vitesse de coupe. Il semblerait donc que l'usure outil génère une augmentation du talonnage et une baisse des fréquences de l'ordre d'une centaine d'hertz [Seguy 2008].

équation D.2

$$F = \left(\frac{N_{stries}}{\pi \times D} \times \frac{Vc}{60} \right) = \left(\frac{Vc}{L_{strie} \times 60} \right)$$

Avec N_{stries} = nombre de stries sur un tour d'outil et L_{strie} = distance entre deux stries (m)

L'analyse fréquentielle des signaux d'accélération permet de confirmer les fréquences observées sur les pièces ainsi que leur localisation. La Figure D.9.c représente le diagramme temps-fréquence du signal de l'accéléromètre X pour l'usinage de la pièce illustré sur la Figure D.9. Les zones rouges montrent que l'excitation des fréquences identifiées (fréquence outil à 3300 Hz et son harmonique à 6600 Hz) s'arrête au milieu de l'usinage comme sur la pièce. La longueur vibrée dépend de l'avance et donc des efforts de coupe. Nous supposons que les vibrations s'arrêtent en raison de l'enroulement des copeaux autour de la barre d'alésage.

Du point de vue de la quantification de cette anomalie, le critère de rugosité Rz reste le plus approprié. Cependant, l'orientation irrégulière des stries de vibration empêche une mesure précise du Rz. Il en est de même, avec une analyse microscopique suivant les directions axiales et radiale. Sans critère fiable d'amplitude des vibrations sur les pièces, il devient impossible de quantifier celles-ci par les signaux.

D'un point de vue général, en l'absence d'anomalies d'usinage significatives, il est difficile voire impossible d'établir de liens avec les l'intégrité de surface et les signaux enregistrés. Les conclusions générales de cette étude sont présentées dans le paragraphe V.4.

Maîtrise de l'intégrité de surface par la surveillance d'usinage sur les pièces critiques en superalliage de turbomoteurs aéronautiques

Résumé :

Les travaux présentés dans cette thèse s'inscrivent dans le cadre du projet européen ACCENT sur la maîtrise de l'intégrité de surface par la surveillance lors de l'usinage des pièces critiques aéronautiques. Des études antérieures ont montrées que des anomalies générées lors de l'usinage peuvent induire un abatement sur la tenue en fatigue des pièces. Dans ce contexte, l'objectif de ces travaux est de modéliser la relation entre l'intégrité de surface et les signaux enregistrés lors du perçage de l'Udimet[®]720.

A partir d'une démarche expérimentale basée sur le Couple-Outil-Matière et les plans d'expériences, une caractérisation de l'usure de l'outil, de l'intégrité de surface et des signaux enregistrés a été effectuées en fonction des conditions d'usinage et du contexte de l'opération (lubrifiant, dureté matière).

Cette caractérisation a permis d'établir des corrélations entre les caractéristiques de l'intégrité de surface et celles des signaux. Ces corrélations ont été modélisées par des méthodes directes et statistiques, afin de mettre en avant la pertinence des capteurs de puissance, d'efforts et d'accélération par rapport aux anomalies d'usinage. Ainsi les capteurs permettent la prédiction de la couche de matière affectée par l'opération quelque soit le contexte d'usinage.

Mots clés : Perçage, Udimet[®]720, Intégrité de surface, Surveillance d'usinage.

Surface integrity control by process monitoring for machining superalloy critical parts in aeronautical turbine engines

Abstract:

The works presented in this thesis join within the framework of the European project ACCENT on surface integrity control by process monitoring during the manufacturing of aeronautical critical parts. Previous studies showed that anomalies generated during the manufacturing process can reduce the fatigue lifecycle. In this context, the objective of this work is to model the relation between the surface integrity and the signals recorded during the drilling of Udimet[®]720.

From an experimental approach based on Couple-Tool-Material and design of experiments, a characterization of tool wear, surface integrity and recorded signals was made according to the cutting conditions and manufacturing disturbances (lubricant, material hardness).

This characterization establishes correlations between the characteristics of surface integrity and those of signals. These correlations were modeled by direct and statistical methods, to advance the relevance of sensors (power, efforts and acceleration) with regard to manufacturing disturbances. So the sensors allow the prediction of the thermo-mechanically affected layer generated by the operation in most of manufacturing conditions.

Keywords: Drilling, Udimet[®]720, Surface integrity, Process monitoring,