ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DE LA
MAÎTRISE AVEC MÉMOIRE EN GÉNIE MÉCANIQUE
M. Sc. A.

PAR
Alexandre IL

ÉCHAUFFEMENT GÉNÉRÉ DANS LES PLAQUES D'ALUMINIUM 2024 LORS DE L'USINAGE MÉCANIQUE DE LA SURFACE : APPLICATION À L'USINAGE DES POCHES SUR REVÊTEMENT DU FUSELAGE

MONTRÉAL, LE 24 SEPTEMBRE 2015

PRÉSENTATION DU JURY

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Jean-François Chatelain, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Marek Balazinski, codirecteur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École Polytechnique de Montréal

M. Mohammad Jahazi, président du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Vincent Demers, membre du jury
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 09 SEPTEMBRE 2015

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Je tiens d'abord à remercier mon directeur de recherche, le Professeur Jean-François Chatelain, et mon codirecteur de recherche, le Professeur Marek Balazinski, pour ce sujet, leur encadrement et leur confiance tout au long de ce projet.
J'aimerais aussi remercier Éric Marcoux, Assistant de recherches et Chargé des applications à l'ÉTS, pour son apport technique important au début de ces travaux de recherche.

Je remercie tout aussi sincèrement Patrick Cloutier et Jean-François Lalonde pour leurs précieuses collaborations durant ces travaux de recherche chez Bombardier Aéronautique. Sans oublier Akim Compaoré pour sa gestion du projet, ainsi que Thomas Riguidel pour m'avoir accueilli au sein de son groupe « Ingénierie Manufacturière et Innovation ».

ÉCHAUFFEMENT GÉNÉRÉ DANS LES PLAQUES D'ALUMINIUM 2024 LORS DE L'USINAGE MÉCANIQUE DE LA SURFACE : APPLICATION À L'USINAGE DES POCHES SUR REVÊTEMENT DU FUSELAGE

Alexandre IL

RÉSUMÉ

Pour la fabrication des pièces constituant la structure du fuselage et son revêtement, l'industrie aéronautique utilise énormément les alliages d'aluminium et le procédé d'usinage par fraisage. Cependant, la multiplicité des paramètres du procédé et des grandeurs physiques fondamentales, intervenant lors de la coupe, rendent ce procédé de fabrication complexe à mettre au point, particulièrement si on le compare au procédé concurrent utilisant la voie chimique.

Suite à la revue de la littérature, le rôle central des effets thermiques sur la performance d'usinage a clairement été dégagé. Ainsi, en agissant sur la température de coupe, il est possible d'optimiser la robustesse du procédé de fraisage.

Afin d'atteindre notre objectif, qui est ciblé sur l'étude de l'influence des stratégies de coupe sur la température dans les plaques d'aluminium 2024, un dispositif de mesure par instrumentation via thermocouples a été mis au point. À l'aide de ce système et à la multitude des thermocouples utilisés, de nombreuses températures locales en sous-couche ont été mesurées durant les passes de fraisage. Les mesures réalisées sous la surface usinée ont clairement prouvé la variance de la température sous différentes conditions de coupe. La tendance, ainsi observée, est un échauffement dans la matière avec la diminution de l'avance par dent de l'outil. Ce dernier facteur a définitivement une grande contribution sur la variation de la température interne, bien plus que la vitesse de coupe. La condition optimum identifiée pour limiter l'échauffement en sous-couche est une haute vitesse de coupe, une avance par dent supérieure ou égale à 0.005'' et une faible profondeur de coupe axiale, tout en essayant d'éviter les interpolations linéaires lors des changements de trajectoire de l'outil.

De plus, en comparant les températures mesurées pour un engagement radial total de l'outil, par rapport à un engagement de 60% du diamètre de ce dernier, on constate une diminution d'environ 10% de la température interne. Enfin, un autre point d'importance est l'hétérogénéité de la température dans la direction transversale à l'avance de l'outil. Ainsi, de même que l'épaisseur du copeau varie lors du mouvement circulaire de coupe, les températures les plus élevées sont concentrées sur et à droite de la ligne médiane d'avance.

Cette dernière observation permet ainsi de faire un lien avec l'hétérogénéité des contraintes résiduelles superficielles dans cette même direction rapportée dans de récentes recherches.

Mots clés : Mesure de température, Échauffement, Chaleur, Aluminium 2024, Usinage mécanique par fraisage, Instrumentation thermique, Thermocouple.

INTERNAL-HEAT GENERATED IN ALUMINUM 2024 PLATES DURING SURFACE MACHINING: APPLICATION TO POCKET MILLING ON AIRCRAFT SKIN PANEL

Alexandre IL

ABSTRACT

In the aircraft industry, which widely consume aluminum alloy to constitute the aircraft structure, end-milling is mainly used to produce the desired components. However, in order to adjust this mechanical process, several complex factors occurring during the cutting stage have to be considered, making the process development difficult, especially compared with the chemical milling.

Following of the literature review, the optimization and control of milling process ultimately have to build through a heat analysis and comprehension. In other words, to efficiency and robustness end, controlled temperature level is an important issue, which is why the thermal aspect of cutting is a traditional concern in machining process and so often takes part of experimental investigation.

In order to investigate the influence of cutting parameters, a measurement device associated with embedded thermocouples at stationary positions in subsurface have been used. By that method, the local temperatures have been recorded through thermocouples located along the line forming by the tool-path and keeping a constant distance beneath the machined surface.

Measurement results, based on the peak value recorded while the cutting edge cross over a thermocouple, have clearly proved the variability of internal-temperature during milling experiments, undertaken under varying factors. Data collected throughout the milling experiments, using a full factorial array, indicated that the work-piece internal-temperatures values rise with the decrease of feed rate. The effect of the chip thickness has one of the most significant influences on subsurface temperature recorded, more than the cutting speed. The optimum milling condition is achieved for low depth of cut, high cutting speed and a feed per tooth equal at least to 0.005’’, in trying to avoid cornerisation with small radius. Also, in regard to investigations carried out, the partial radial tool engagement (60% of tool diameter) shows a substantial decrease compared with the full radial diameter engagement in material. On another point concerns the heterogeneity of measured internal-temperature. Noted through measured position, an increase of the internal-temperature is indicated while the cutting tool is moving into work-piece from the left part (beginning of the cutting stage) to the middle line of the tool-path.

This last observation allows inferring that the uncut chip thickness is one of the most influent factors on the subsurface accumulated temperature from the thermal flux transferred during the tool path.

Keywords: Temperature measurement, Heat, Aluminum 2024, Milling, Thermal instrumentation, Thermocouple.

TABLE DES MATIÈRES

Page

LISTE DES TABLEAUX

Page

LISTE DES FIGURES

Page

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

Sigles:

a_e : engagement radial de l'outil dans la matière

a_p : profondeur axiale de coupe

f : avance de l'outil

f_z : avance par dent

n : fréquence de rotation de la broche

R : rayon

T : température

Vc : Vitesse de coupe

Z : nombre de dents

Ø : diamètre de la fraise

σ : écart type

μ : moyenne

Acronymes :

AIA: *Aerospace Industries Association of America*

ASTM: *American Society for Testing of Materials*

CRIAQ: Consortium de Recherche et d'Innovation en Aérospatial au Québec

DLC: *Diamond Like Carbon*

ÉTS: École de technologie supérieure

MDF : *Medium Density Fibre board*

MÉF: Méthode des éléments finis

UGV: Usinage grande vitesse

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

Symboles :

GPa : gigapascal

Hz : hertz

N : Newton

t : temps

tr/min : tours par minute

W : watt

Unités de mesure :

ft : *feet*

in (’’): *inch*

kg : kilogramme

min : minute

m : mètre (unité de longueur)

ms : milliseconde

s : seconde

°C : degré Celsius

° : degré

INTRODUCTION

Objet de l'étude

L'industrie aéronautique utilise énormément les alliages d'aluminium, en particulier pour le fuselage et le revêtement, comme l'illustre la figure 1 ci-dessous. Les bonnes propriétés de ces alliages, aussi bien physiques que mécaniques, contribuent à leurs nombreuses applications industrielles. Ce succès provient tout particulièrement de leur légèreté, contribuant à diminuer la consommation tout en laissant plus de charge utile (James, 1990).

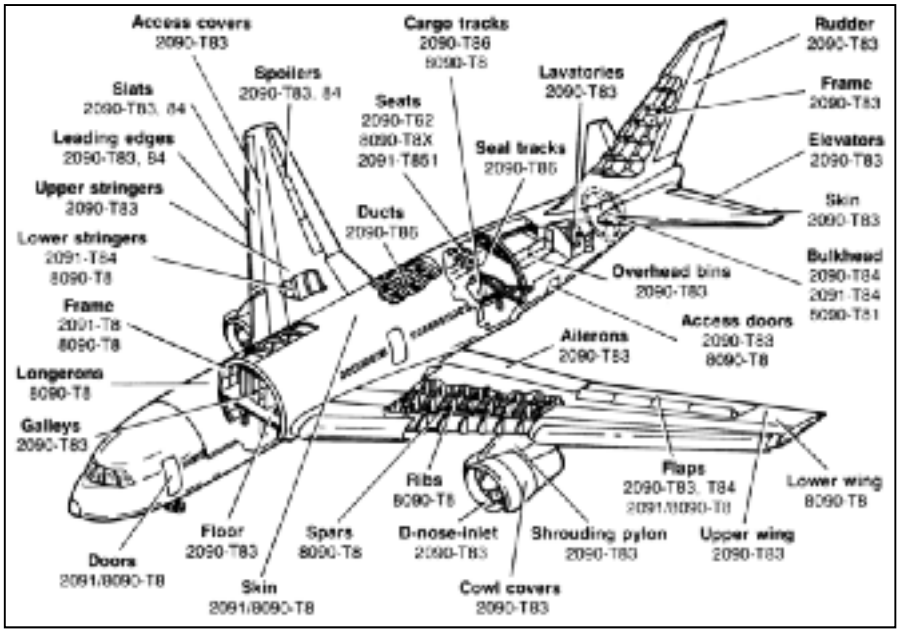


Figure 1 Les alliages d'aluminium dans les avions commerciaux (James, 1990)

Parmi les multiples éléments constituant le fuselage, on s'intéresse dans ce projet de recherche aux plaques d'aluminium 2024-T3 formant une partie des revêtements des avions. L'une d'elles est illustrée sur la figure 2 ci-dessous, dans laquelle les poches de surface sont distinctement présentées. Ces dernières sont à l'origine d'un processus d'enlèvement de matière par usinage, représentant l'objet de la présente étude.

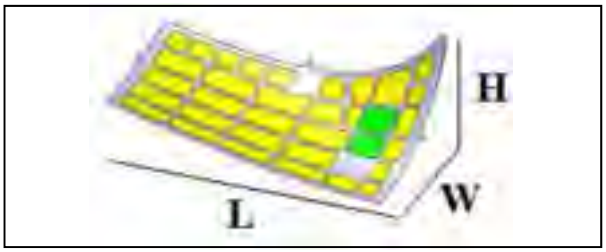


Figure 2 Revêtement latéral sur le CRJ 700

Problématique et enjeu du projet - Substitution du procédé chimique d'enlèvement de matière par le mécanique

Actuellement le procédé par voie chimique réalise les poches de surface. Cet enlèvement de matière superficiel est obtenu par dissolution de la matière lors du contact avec les agents chimiques, acide ou alcalin (çakir, Yardimeden, & Özben, 2007).
Ce sujet de recherche, visant à apporter des connaissances supplémentaires sur l'usinage mécanique des pièces minces, s'inscrit dans un projet industriel consistant à substituer le procédé chimique d'enlèvement de matière par l'usinage mécanique.
En pratique, les propriétés physiques et mécaniques escomptées d'un matériau sont obtenues si, et seulement si, son procédé de mise en forme est maîtrisé. C'est donc tout l'enjeu de ces travaux de recherche, qui se résume à transférer l'usinage des revêtements de la voie chimique vers la voie mécanique sans altérer les performances mécaniques de ces derniers.

L'usinage chimique et ses limites:
Pour être capable de remplacer ce procédé chimique, il faut concurrencer ce dernier sur ses points forts. Car, d'un point de vue technique, le procédé chimique offre de nombreux avantages, à savoir (çakir, Yardimeden, & Özben, 2007) :

- Coût de mise en œuvre faible, grâce à l'absence d'outillages,
- Simplicité, ne nécessitant pas la formation d'opérateurs hautement qualifiés,
- Fini de surface excellent,
- Bonne précision dimensionnelle sans opérations de finition,
- Pas de déformations dues à l'introduction de plasticités.

Toutefois, des limitations à ce procédé existent et motivent son remplacement. En effet, la nocivité des agents chimiques utilisés est incompatible avec les futures normes environnementales et le temps de cycle d'usinage des pièces complexes peut s'avérer très long, principalement à cause de la multiplication des opérations de dissolution.

Difficultés posées par l'usinage mécanique des parois minces :

De son côté, les limitations de l'usinage mécanique incluent tous les phénomènes physiques caractéristiques accompagnant la coupe. D'autant plus, que ces phénomènes sont rendus critiques sur les pièces de revêtement de fuselage, connues pour être de faible rigidité à cause de leurs grandes dimensions et leur faible épaisseur (Fu, Wang, Li, & Wang, 2011).

À l'échelle de la coupe, la pièce subit des actions mécaniques et des effets dissipatifs intenses, ce qui implique la prise en compte de multiples sources de risques pouvant dégrader l'intégrité des structures, à savoir :

- Risque de formation de précipités incohérents dans l'alliage d'aluminium, si l'apport de chaleur n'est pas maîtrisé, provoquant la diminution des propriétés mécaniques,
- La micro-géométrie induite par l'usinage, terrain favorable à l'amorçage des fissures,
- L'introduction de déformations plastiques hétérogènes responsables des distorsions dans les tôles. Ces déformations peuvent provenir des facteurs suivants:
    - Le montage d'usinage, déformations dues à la prise de pièce,
    - Les charges dynamiques,
    - Les changements microstructuraux et l'introduction de contraintes résiduelles par l'usinage mécanique,
    - Perte de l'équilibre interne à cause, cette fois-ci, des contraintes résiduelles d'origines issues de la pièce brute (Chatelain, Lalonde, & Tahan, 2012).

Les attentes reliées à ce projet de recherche sur l'usinage mécanique

Cette vaste problématique technique, accompagnant tout changement dans le processus de fabrication, alimente les besoins en recherches et développements de l'industrie, particulièrement durant la phase d'optimisation de l'efficience.
Cependant, en plus d'apporter une meilleure compréhension sur l'usinage mécanique, ce projet doit aussi fournir un appui technique à l'intégration de ce procédé mécanique dans le processus de fabrication et de gestion de la qualité.

Les pratiques industrielles reliées à l'exploitation d'un processus de fabrication :
L'introduction du procédé d'usinage mécanique dans le processus de fabrication des revêtements rehausse les besoins en spécifications et contrôles, si on le compare à la voie chimique. En effet, l'intégrité de surface doit être conservée et certifiée dans le processus d'assurance de la qualité.
Ainsi, pour respecter les standards de certification de la qualité, les grandeurs caractéristiques à introduire dans cette étude ne se limitent pas uniquement aux indicateurs qualités conventionnels (exemple : le fini de surface (Ra), les dimensions obtenues, les essais mécaniques statiques et dynamiques sur des échantillons standards, etc.). De nouveaux indicateurs propres à cette phase de développement du procédé d'usinage mécanique des pièces minces doivent être ajoutés, par exemple : la température, les contraintes résiduelles, le profil de rugosité, etc.
C'est pourquoi, en plus d'apporter une compréhension scientifique et technologique supplémentaire, des contributions aux méthodes d'inspection sont attendues pour cette phase de développement du procédé, à savoir :

1- Identifier le bon dispositif d'usinage mécanique et démontrer la faisabilité technique,
2- Introduire d'autres indicateurs de mesure et les bonnes pratiques d'inspection associées, adaptées aux contextes industriels et aux machines du site de production,
3- Faire une investigation expérimentale concernant l'intégrité de la surface usinée, et développer une recette d'usinage atteignant l'objectif d'efficience,
4- Capitaliser les connaissances pour les autres volets du projet industriel.

Organisation et structure du mémoire

Le présent mémoire a été décomposé en trois chapitres, comprenant :

Chapitre I, revue de littérature.
L'étude bibliographique, présentée dans le chapitre 1, consiste à apporter les éléments scientifiques et techniques nécessaires à la définition des objectifs de recherche. Cette étape préliminaire est donc d'une grande importance, permettant principalement de déterminer la bonne stratégie à suivre pour répondre aux attentes du projet.

Chapitre II, définition des objectifs et conception des expérimentations.
Suite à l'orientation dégagée de la revue de littérature, dans ce chapitre II, les cibles à étudier ont été parfaitement identifiées. Ceci a permis de définir les sous-objectifs et les méthodes d'investigations à mettre en œuvre. Les expériences conçues, en se basant sur les informations recherchées, ont donc été présentées en détail dans cette partie.

Chapitre III, plans d'expériences, analyses et interprétations des résultats.
Suite à la définition des méthodes et stratégies expérimentales développées dans le cadre de ce projet de recherche, dans ce chapitre III on s'est concentré sur l'étude de l'influence des paramètres de coupe sur les températures internes durant les opérations d'usinage mécanique.

La conclusion du mémoire montre les apports des travaux de recherche réalisés en dégageant une synthèse des résultats et des interprétations.

Enfin, ce mémoire se termine par une succession d'**annexes**, complétant le développement rédigé dans ces trois chapitres et détaillant les études réalisées en parallèle.

A noter que ce projet de recherche a été réalisé en collaboration avec Bombardier aéronautique, dans le cadre du projet CRIAQ MANU412 (Consortium de recherche et d'innovation en aérospatiale au Québec).

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

1.1 Introduction à la revue de littérature

La coupe des métaux implique de nombreux phénomènes physiques non linéaires et complexes. Ce vaste champ d'étude fait intervenir des disciplines scientifiques variées afin de contribuer aux résolutions des différents aspects des problèmes posés, incluant :

- Les phénomènes caractéristiques mesurables : vibration, dureté, perte de masse, température, déformation, usure, résistance à la coupe, rugosité, distance interplanaire dans la maille cristalline (permettant d'estimer les contraintes résiduelles), etc.
- Les phénomènes caractéristiques observables : transformation métallurgique, écrouissage, adhésion, etc.

Pour positionner nos travaux de recherche, afin d'apporter une contribution significative au projet industriel, une analyse de la littérature a été entreprise dans ce chapitre. Cette revue, visant à restituer l'état de l'art de manière synthétique et aussi de délimiter la zone d'étude pertinente, se décompose en quatre parties, à savoir :

1- Une introduction générale au procédé de coupe par fraisage,
2- Une deuxième partie dédiée aux forces dynamiques initiant et soutenant le déroulement du processus de coupe,
3- Une troisième partie dédiée aux échanges énergétiques (surtout dissipatifs) entre les différents éléments du système,
4- Enfin une partie consacrée aux approches thermomécaniques pour juger de l'intégrité des surfaces usinées.

Tel que dégagé tout le long de cette analyse bibliographique, la cible de nos investigations s'est dirigé sur les échanges énergétiques en régime transitoire et leurs conséquences sur l'intégrité de la surface usinée.

1.2 Présentation générale du fraisage et de l'outil coupant

1.2.1 Notions sur l'unité de fraisage

Le procédé d'usinage mécanique, pris globalement, se caractérise par des opérations d'enlèvement de matière à l'aide d'outils coupants. Ayant des formes très variées, ces outils possèdent des arêtes tranchantes qui permettent d'indenter facilement la matière.

Il existe évidemment différentes variantes des procédés d'usinage mécanique, nommés : tournage, fraisage, perçage, etc. Cependant, dans le cadre de cette étude, nous nous intéresserons uniquement au procédé d'usinage par fraisage permettant des mouvements coordonnés de rotation et d'avance d'un outil coupant.
En effet, le fraisage est à l'origine de la majorité des pièces usinées dans le domaine aéronautique, notamment parce qu'il inclut diverses opérations d'usinage, comprenant (Cordebois, 2003):

- Les opérations axiales : perçage, alésage, etc.
- Les opérations en bout : surfaçage, usinage de surfaces convexes, etc.
- Les opérations en roulant : le contournage, détourage, profilage, etc.

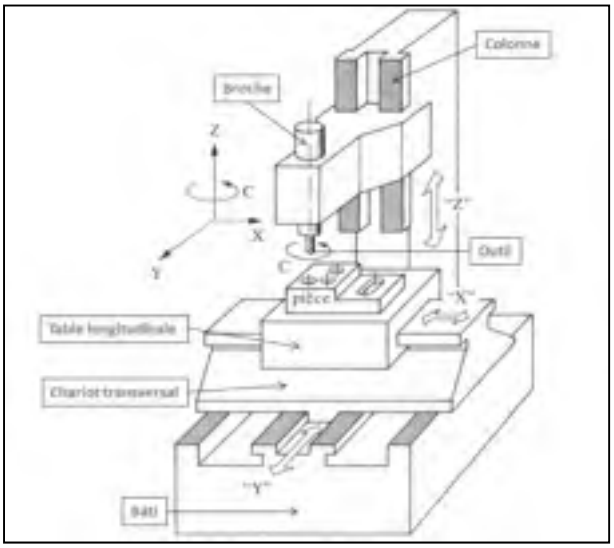


Figure 1.1 Schéma d'une fraiseuse 3-axes
(Masset, 2004)

La fraiseuse, schématisée sur la figure 1.1 et désignant la cellule d'usinage, est constituée d'un ensemble d'éléments reliés entre eux par des liaisons mécaniques (Cordebois, 2003).
Dans l'espace articulaire de la cellule d'usinage, par convention, on relie les axes du référentiel $\vec{x}, \vec{y}, \vec{z}$ aux glissières de la table machine, ainsi (Cordebois, 2003) :

- Axe X : correspond à l'axe ayant le plus grand déplacement,
- Axe Y: correspond à la direction transversale à X,
- Axe Z : correspond à l'axe de la broche.

(Une présentation détaillée des paramètres de coupe, conventionnellement orientés machine, est inclue dans l'annexe 1).

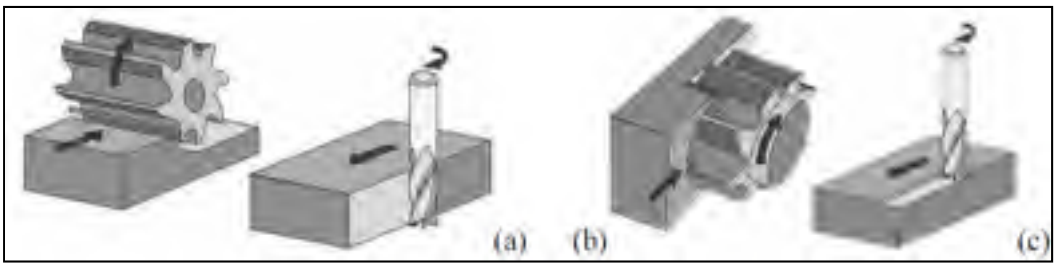


Figure 1.2 Représentation du fraisage **(a)** en roulant, **(b)** en bout et **(c)** mixte (Limido, 2008)

1.2.2 L'outil coupant et sa géométrie

La fraise, en image figure 1.3 avec un revêtement en oxyde de titane, est le nom donné à l'outil de coupe adapté aux opérations de fraisage. De manière générale, les fraises présentent plusieurs dents (ou plaquettes insérées) et, selon le profil de la génératrice autour de l'axe du cylindre, on distingue : les fraises coniques, cylindriques, « ball-nose », etc.

Relevons aussi l'importance de la géométrie des parties coupantes, comme facteur prédominant des actions mécaniques. En effet, les formes complexes de la partie active impliquent de nombreuses considérations géométriques faisant l'objet de nombreux standards. Ces derniers normalisent les paramètres géométriques d'importance utilisés pour la conception des outils, comme l'exemple illustré de la figure 1.4, tirée du Nas 986 du National Aerospace Standard (Aerospace Industrie Association of America, 2001).

Figure 1.3 Fraises carbures monoblocs deux tailles
avec revêtement titane (TiN)

Source : Cette photo a été tirée du site Internet du fabricant d'outil de coupe SGS. La photo est accessible sur : sgstool.com/content.aspx?contentId=coatings (consultée le 19/02/2015)

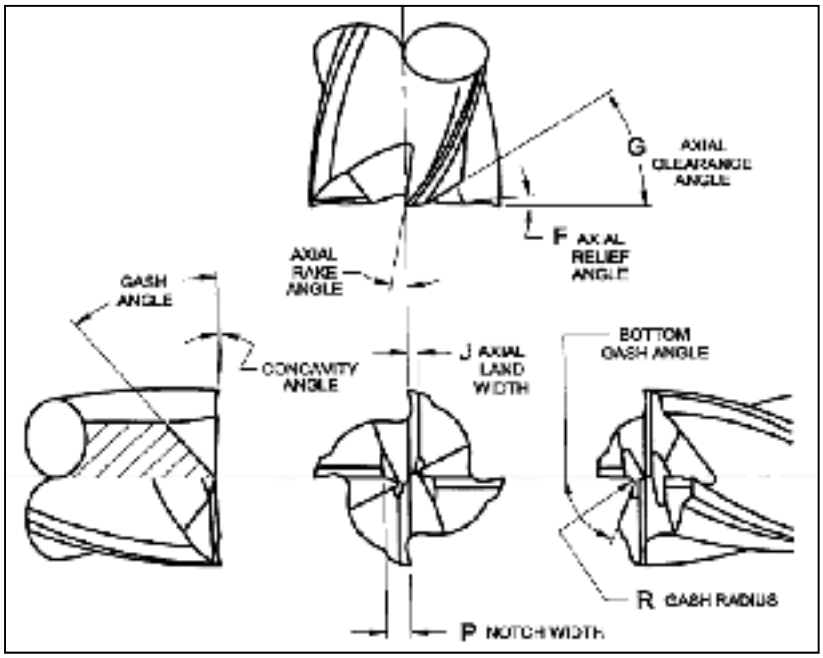


Figure 1.4 Paramètres géométriques des fraises deux tailles

Source: Ce schéma est tiré du NAS 986 du « National Aerospace Standard » de « l'Aerospace Industries Association of America », 2001

1.3 Les forces dynamiques de coupe et les vibrations associées

1.3.1 Coupe orthogonale et zones de cisaillements

La coupe dite orthogonale est la configuration la plus exploitée dans la littérature. À cette échelle, la formation du copeau (chute de matière arrachée par l'action de l'outil) et le mécanisme de coupe sont réduits à un problème à deux dimensions.

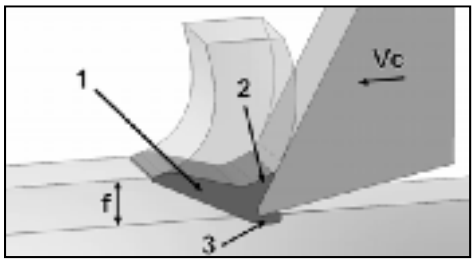


Figure 1.5 La coupe orthogonale
(Limido, 2008)

Afin de solliciter en cisaillement la couche superficielle, l'énergie de coupe est concentrée sur l'arête en bout de l'outil. Les forces de coupe ainsi introduites sont manifestées par la résistance de la couche aux mouvements de la fraise et combinent :

- Les forces mécaniques au niveau des arêtes de coupe. Résultantes des résistances de la couche superficielle au déplacement relatif,
- Les forces de frottement autour des arêtes de coupe. Résultantes des résistances passives de la surface neuve au déplacement relatif, caractérisées par le coefficient de frottement.

Par convention, tel qu'illustré sur la figure 1.5 (très reprise dans la littérature), on distingue trois zones dans lesquelles s'exercent ces forces, à savoir (Altintas, 2000) :

1- Une première zone (de cisaillement primaire ZCP) se trouvant entre la surface libre et la pointe de l'outil: incluant le plan de cisaillement (aussi appelé la zone de glissement plastique) et la pression à la pointe de la dent,

2- La deuxième zone (cisaillement secondaire ZCS) localisée sur la face de coupe de l'outil: incluant les frottements critiques à l'interface copeau-outil,
3- La troisième zone est localisée sur le flanc de la face de coupe (en dessous de la face de dépouille) : caractérisée par les frottements à l'interface matériau-flanc d'outil.

1.3.2 Vibrations forcées

Durant le fraisage, les phases de coupe se succèdent très rapidement. Dans ce système à vibrations forcées, la fréquence et l'amplitude des vibrations sont reliées aux paramètres d'usinage et à la stratégie de fraisage, comprenant:

- La géométrie de l'outil et le nombre de dents (selon l'engagement radial, des dents peuvent, soit, toujours être dans la matière usinée, ou successivement),
- L'engagement de l'outil,
- La stratégie de fraisage,
- Etc.

C'est d'ailleurs sur ce point, consistant à trouver la stratégie d'usinage induisant le moins de vibrations, que les efforts de Wanner se sont concentrés (Wanner, Eynian, Beno, & Pejryd, 2012). L'auteur a conçu un montage pour la coupe des parois minces, très sensible aux vibrations, équipé d'un capteur piézoélectrique. Les signaux dynamiques ont été collectés lors du surfaçage d'une plaque en Inconel 718, sous trois approches cinématiques illustrées à la figure 1.6.

Les trois cinématiques de coupe induisent des dynamiques distinctes. Les résultats, synthétisés sur le graphique de la figure 1.6, montrent un comportement optimal en avalant. Ce mouvement roulant est donc moins propice aux grandes amplitudes vibratoires.

Par ailleurs, avec une hauteur de plaque importante, en porte à faux, la sensibilité aux vibrations devient automatiquement plus importante. Néanmoins des profondeurs axiales plus faibles peuvent compenser cette précédente tendance (Wanner, Eynian, Beno, & Pejryd, 2012). Enfin, à noter que les points critiques se focalisent sur l'entrée et la sortie de la paroi mince

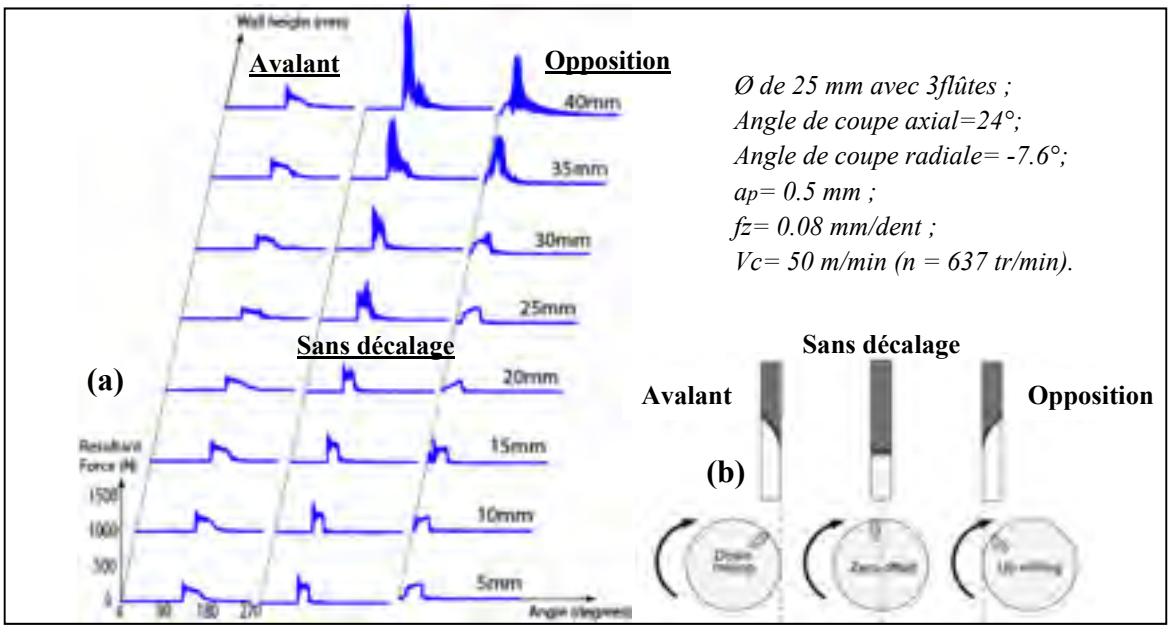


Figure 1.6 (a) Efforts dynamiques en fonction des **(b)** cinématiques de coupe (Wanner, Eynian, Beno, & Pejryd, 2012)

1.3.3 Vibrations régénératives

Comme mentionné dans la précédente section, la diminution de la profondeur axiale permet d'atténuer la vibration induite. Mais elle évite aussi les phénomènes de vibrations auto-entretenues (« chatter » en anglais). En pratique, lorsque les vibrations forcées se rapprochent de la fréquence propre du système, les amplitudes des vibrations croissent et le système de coupe devient instable. C'est alors que les vibrations auto-entretenues surgissent et provoquent les mécanismes de broutement.

Citons dans cette partie de la revue le diagramme de stabilité d'une unité d'usinage issu des modélisations dynamiques d'un système donné. Actuellement, ceux développés par Altintas (Altintas, 2000) pour l'usinage d'une pièce rigide sont les références les plus utilisées. Ainsi, dans ces modélisations, les vibrations auto-entretenues sont provoquées par l'outil, considéré comme l'élément le moins rigide de l'unité d'usinage.

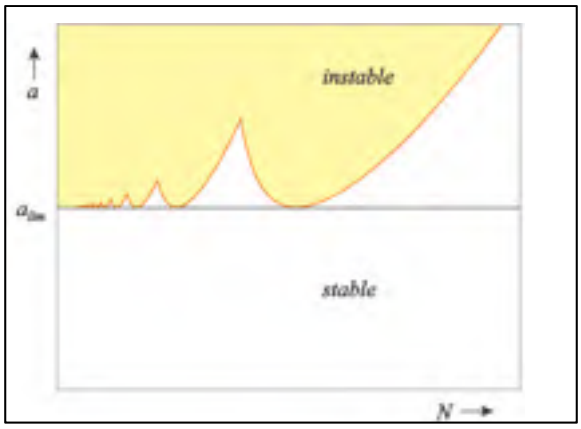


Figure 1.7 Diagramme de stabilité
(Masset, 2004)

1.4 Les phénomènes dissipatifs accompagnant le processus de coupe

1.4.1 Les situations thermiques et leurs conséquences sur la surface usinée

La génération de chaleur est le principal phénomène dissipatif de l'énergie incidente sur le matériau. Fondamentalement, l'échauffement est une conséquence des forces de frottement et des déformations plastiques. Ces effets thermiques, ainsi générés, se dissipent de différentes manières, à savoir :

- Dans la pièce, le copeau et l'outil par conduction,
- Dans l'environnement par convection et rayonnement.

L'élévation de la température modifie le mode de contact tribologique et surtout entre en interaction avec les autres phénomènes physiques (Hans Jorg, Bergmann, & Gras, 2003). En conséquence, tel qu'énuméré dans le tableau 1-1 ci-dessous, l'intégrité de la couche superficielle diffère selon la situation thermique produite. De plus, l'adoucissement temporaire procuré par la hausse de la température modifie la forme des zones de coupe et augmente la ductilité (Abukhshim, Mativenga, & Sheikh, 2005).

Tableau 1-1 Les conséquences de l'échauffement autour de la zone de coupe (Abukhshim, Mativenga, & Sheikh, 2005) (Hans Jorg, Bergmann, & Gras, 2003) (Saglam, Unsacar, & Yaldiz, 2006)

Influences de l'élévation de la température	
Effets bénéfiques à la coupe	*Effets néfastes aux performances de fraisage*
La réduction des efforts de coupe : • Chute du coefficient de frottement, • Diminution des propriétés mécaniques locales.	Diminution de la vie de l'outil : • Usure par adhésion causée par la fusion locale du métal (collage du copeau), • Abrasion dans la zone de fort glissement,
	Détérioration de l'intégrité des surfaces : • Transformations structurales, à éviter pour les aluminiums corroyés (adoucissements permanents), • Écoulement de la matière facilité, pouvant affecter l'état de surface, • Contraintes résiduelles en traction si l'usinage est mal maîtrisé, • Contribution à la déformation thermique, de l'outil ou de la pièce, provoquant des erreurs de formes, • Enclenchement de fluage et augmentation de la ductilité du copeau (mauvaise morphologie pour la coupe).

1.4.2 La température comme enjeu de robustesse du procédé

Les activités des différentes grandeurs physiques fondamentales en usinage mécanique produisent des effets thermiques. Ces derniers effets modifient la configuration du processus de coupe, et tiennent un rôle central sur l'intégrité de la surface usinée. Autrement dit, l'échauffement est un phénomène essentiel permettant d'apprécier la situation tribologique et la sévérité des conditions de coupe (Hans Jorg, Bergmann, & Gras, 2003).

Par conséquent, optimiser la robustesse du procédé de fraisage est possible en maîtrisant la température générée durant la coupe. Ainsi, via les jeux d'interactions des facteurs procédés,

atténuer l'échauffement peut limiter la dégradation des grandeurs comme la rugosité, les contraintes résiduelles, l'usure, etc.

Traditionnellement, pour arriver à cet objectif de robustesse, un liquide de coupe est utilisé. C'est évidemment le plus connu des artifices pour évacuer la chaleur accumulée, mais il concourt aussi à la lubrification, à la limitation de l'usure de l'outil et à l'évacuation des particules et copeaux. Même s'il y a un risque de chocs thermiques, les procédés par voie humide gagnent en robustesse, performance et sont moins sensibles aux variabilités et dérives de la qualité.
D'ailleurs, pour pallier à ces chocs thermiques potentiels, une étude a visé le développement d'un système de refroidissement directement introduit dans le cylindre de la fraise. Pour ainsi dissiper la chaleur beaucoup mieux à travers l'outil et modifier sa répartition de chaleur entre l'outil et le matériau (Zhu, Shuang Peng, Yin, Jen, Cheng, & Yen, 2014).

1.4.3 L'arête rapportée et ses conséquences sur la coupe

De nombreuses formes d'usure apparaissent lors de la coupe. Cependant, dans la littérature, on définit deux modes, regroupant (Cordebois, 2003) :

- Usure par adhésion, manifestée par le transfert de matière entre les solides antagonistes (pour l'aluminium le transfert va du matériau usiné vers l'outil),
- Usure par abrasion, provoquée par un enlèvement de matière sur l'outil à cause de particules dures. C'est le cas du silicium dans les alliages d'aluminium de fonderie.

L'usure provoquée par les forces de frottement est un phénomène d'importance qui témoigne de la résistance passive de la surface aux mouvements de l'outil. Le contexte d'usinage des alliages d'aluminium, qui ont un grand allongement à la rupture sous haute température, fait surtout intervenir de l'usure par adhésion que l'on reconnaît par le collage sur la pointe de l'outil. La formation de cette arête rapportée (« built-up edge » en anglais), telle qu'illustrée sur la figure 1.8, recouvre considérablement l'arête tranchante (Korkut & Donertas, 2005).

Causant un changement à l'interface, l'adhésion de contact initiée par la montée en température se traduit par une modification de la géométrie effective de l'outil. Et, par suite de conséquence, des efforts de coupe, de l'écoulement du copeau et de la température elle-même. Ajoutons aussi que la face de coupe maintenant recouverte peut devenir encore plus collante, ou glissante pour le copeau. Enfin, si la croissance continue, des bouts se détachent et forment des petit tas détériorant l'état de surface (Korkut & Donertas, 2005) (Cordebois, 2003).

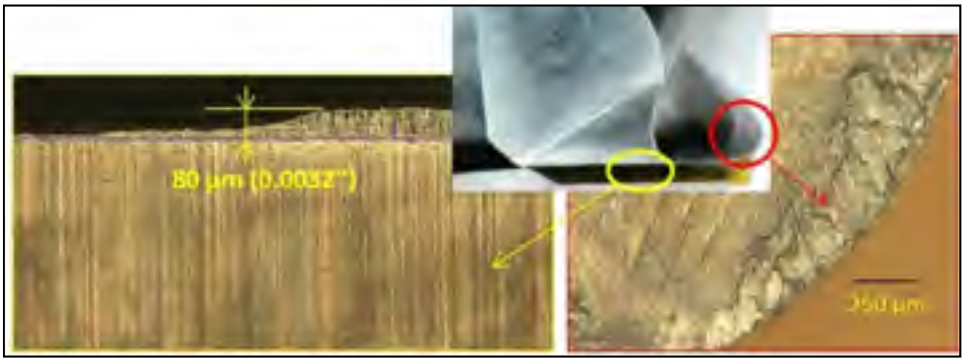


Figure 1.8 Arêtes rapportées sur la face de coupe

Un autre facteur, s'ajoutant à la température, favorise grandement la formation des arêtes rapportées. C'est l'affinité très forte existant entre l'aluminium et le cobalt, ce dernier faisant partie de la composition des outils carbures. Le copeau d'aluminium vient littéralement se souder au couteau pour nettoyer le bout de l'outil de son cobalt. De plus, cette pénétration, provoquant une expansion des amas de cobalt, induit des micros arrachements sur l'arête de coupe (Calatoru, Balazinski, Mayer, Paris, & L'Espérance, 2008).

Suite à ces observations, l'application d'un revêtement sur l'outil carbure, agissant comme une barrière avec l'aluminium, prend ici tout son sens. Citons, l'étude de Tsao (Tsao, 2009) qui relève une nette amélioration avec l'application des revêtements à base de titane sur les outils; pour l'usinage en bout d'Al6061-T651 (en avalant à sec).

Par ailleurs, Tsao constate, à l'aide d'un plan d'expériences, que c'est le diamètre de la fraise (autrement dit, la vitesse de coupe) qui explique 40,8% de la variabilité de l'usure sur les

flancs radiaux. Le type de revêtement titane explique 18,4% de la variance, les autres facteurs de géométrie de l'outil (angle d'hélice et dépouille sur le flanc), l'épaisseur du copeau et le facteur de bruit expliquent le reste.

1.4.4 Notions sur les modélisations de la chaleur en usinage

1.4.4.1 Les bases théoriques de l'échauffement par frottement

L'hypothèse forgée dans la littérature au sujet de la source de chaleur mobile prévoit que l'équilibre thermique global ne peut être établi lors du passage de la source en contact (Hans Jorg, Bergmann, & Gras, 2003). Les phénomènes thermiques intervenant en usinage sont évidemment en régime non stationnaire et non linéaire. C'est pourquoi, il est admis que l'échauffement local peut devenir bien plus élevé que l'élévation moyenne de la température prise dans un volume macroscopique donné. Ainsi, en mécanique du contact, la température de surface Ts, atteinte au cours du glissement, s'exprime comme suit (Hans Jorg, Bergmann, & Gras, 2003) :

$$Ts = T0 + \Delta TM + \Delta TE \tag{1.1}$$

Où T0, TM et TE représentent respectivement la température ambiante, la température moyenne du matériau dans la zone soumise à la friction et enfin la température dite « éclair » (introduit dans la littérature par BLOCK). Cette température éclair est un gradient thermique local instantané issu des pressions intenses et des vitesses élevées.

Afin d'établir un critère de différenciation des régimes mobiles, un paramètre sans dimension nommé le nombre de Peclet a été introduit. Ce nombre relie la vitesse au taux de diffusion thermique du matériau comme suit:

$$Pe = \frac{V\,l}{4\,D} \tag{1.2}$$

Avec l la largeur de la source mobile, V la vitesse du contacteur et D la diffusivité thermique.

Ainsi, plus le nombre de Péclet est grand (>5), moins la chaleur a le temps de diffuser sur une grande profondeur. Ceci se caractérise par un gradient très important avec un flux qui reste confiné dans une très faible épaisseur, sur une très courte durée.

1.4.4.2 Approches et hypothèses utilisées pour la modélisation théorique en usinage

L'équation de la chaleur aux dérivées partielles, très connue dans la littérature, basée sur un bilan énergétique et la formule de Fourier sur le flux de chaleur, lie ensemble la température T, les coordonnées spatiales et le temps. Sa résolution, par une approche analytique ou numérique, nécessite la connaissance des conditions initiales et des conditions aux limites.
Ainsi, pour le cas de la résolution analytique (en particulier pour le problème réduit à 1 dimension), on peut utiliser les outils mathématiques de Laplace (la transformée) ou Fourier (utilisation de la série de Fourier, après la phase d'identification via séparation des variables) pour ainsi prédire le régime transitoire de la température.

Citons aussi les approches numériques pour rendre compte des simplifications concédées lors des modélisations théoriques du processus de coupe. En effet, les outils numériques facilitent la résolution des problèmes complexes caractérisés par de grandes déformations à de hautes vitesses. Ces programmes de simulation, basés principalement sur les éléments finis et utilisant souvent des couplages thermomécaniques, autorisent les prédictions des comportements non linéaires des matériaux coupés (Jiang, Li, Yang, & Zuo, 2013).
Généralement, pour modéliser le procédé de fraisage, les hypothèses émises sont (Lin, Peng, Wen, Liu, & Yan, 2013) :

- Le système est rigide et stable, il n'y a pas de déflections et de vibrations,
- L'usure sur les flancs, si elle est prise en compte, est supposée constante,
- Le plan de cisaillement et la chaleur sur la surface frottant peuvent être traités comme des sources mobiles à chaque intervalle de temps. Ainsi, la température qui émerge au point M (figure 1.9) est basée sur la modélisation d'une source plane rectangulaire,
- Tel qu'illustré sur la figure 1.9 ci-dessous, la convection naturelle est réduite à une interface adiabatique.

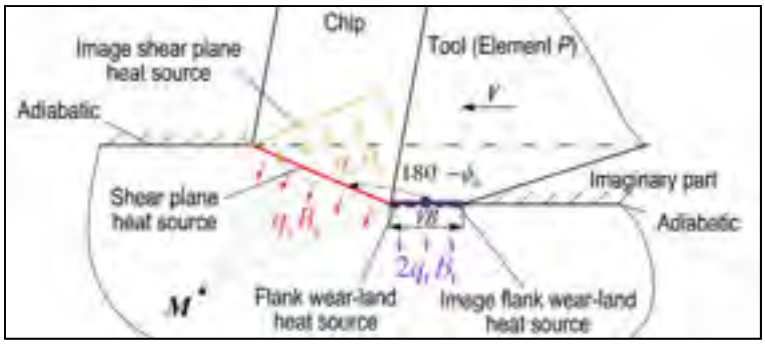


Figure 1.9 Modélisation simplifiée de la coupe orthogonale pour simulation (Lin, Peng, Wen, Liu, & Yan, 2013)

1.5 Caractéristiques de la température mesurée proche de la zone de coupe

1.5.1 Intensité du flux de chaleur associée au frottement

Dans son étude tribologique utilisant une machine de compression-translation à chaud et un contact se rapprochant de ce qui existe sur le flanc axial de l'outil lors du fraisage en bout, Bourouga (Bourouga, Guillot, Garnier, & Dubar, 2010) a observé un bond de plus de 300°C de la température proche de la zone de frottement. Plus précisément, pour une vitesse de glissement de 0.2 m/s et un couple d'acier 1045/M2, la température mesurée lorsque le contacteur passe au-dessus des thermocouples stationnaires, sous la surface immobile, atteint presque 750°C (pour une température de départ proche de 500°C). Cette expérience démontre que les situations de frottements sont les principales responsables des variabilités importantes des températures en usinage. Et ceci bien plus que la température issue des déformations plastiques. Il est d'ailleurs admis dans la littérature que seulement 20 à 35% de la chaleur retrouvée autour de la coupe est issue de la zone de déformation primaire (Abukhshim, Mativenga, & Sheikh, 2005). De même, l'échauffement dans l'outil est principalement dû à la seconde zone de cisaillement en frottement copeau-outil.

1.5.2 Mobilité de la source de chaleur et périodicité du flux thermique

1.5.2.1 Évolution des températures lors des contacts successifs outil-surface

Dans son étude, faisant intervenir un semi-thermocouple (se référer à l'annexe 4 pour une présentation de la technique), Bai (Bai, Ke, Wu, & Dong, 2008) a mesuré les impulsions de la force électromotrice issues des contacts successifs outil-surface. Ces mesures réalisées lors du fraisage en bout d'un aluminium 7050-T7451, représentées sur la figure 1.10, conduisent à l'identification d'un régime thermique établi périodique.

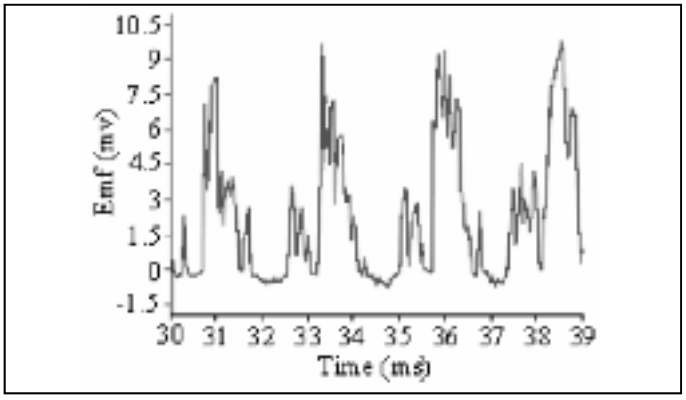


Figure 1.10 Périodicité de la force électromotrice (f.é.m) lors du fraisage (Bai, Ke, Wu, & Dong, 2008)

La fréquence de rotation induit des cycles thermiques sur la surface usinée. Ce constat a aussi été énoncé dans l'étude de Sun (Sun, Sun, Li, & Xiong, 2014), dans laquelle un semi-thermocouple est aussi utilisé, mais pour l'usinage d'un alliage de titane (Ti6Al4V). De plus, il est aussi montré dans cette étude que les fluctuations de la température suivent celles des forces de coupe (mesurées via une table dynamométrique lors du fraisage en avalant à sec).

En se basant sur l'acquisition obtenue via le thermocouple « dynamique », les auteurs prétendent identifier la température moyenne de l'outil et de la pièce, ces dernières se succédant l'une à l'autre, comme présentée sur le graphique ci-dessous, figure 1.11.

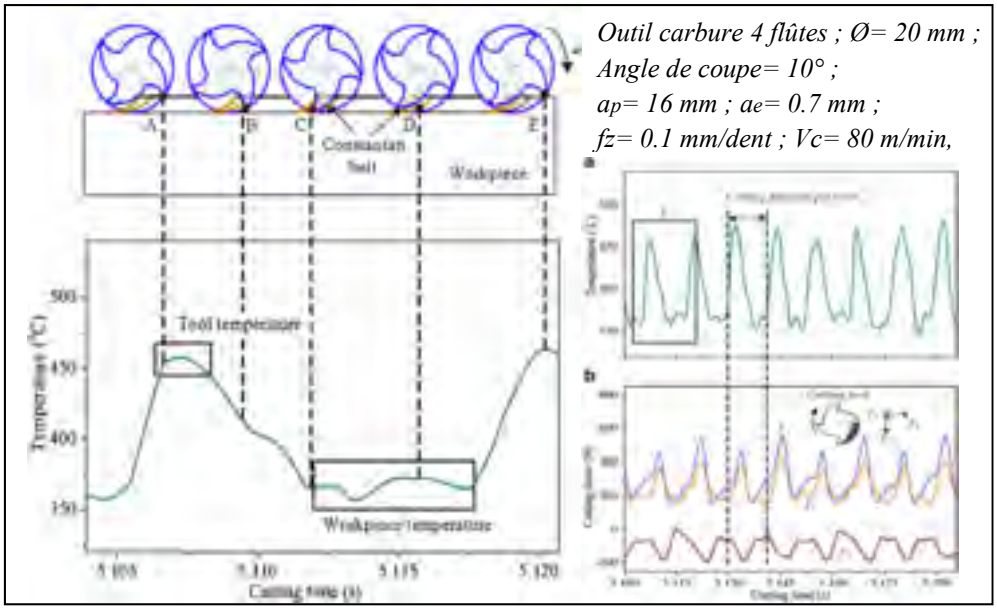


Figure 1.11 Périodicité de la température
(Sun, Sun, Li, & Xiong, 2014)

1.5.2.2 Température en bout de l'outil lors d'une révolution complète

Dans son expérimentation concernant le fraisage en bout, à sec, Ueda apporte la preuve que l'arête de coupe subie aussi un cycle thermique, alternant réchauffement et refroidissement d'une amplitude de plus de 100°C. Ce bond survient seulement lors de la coupe, suivi d'une chute rapide lorsque l'insert sort de la matière (Ueda, Hosokawa, Oda, & Yamada, 2001).

L'originalité de cette étude réside dans son montage d'expérimentation, tel que schématisé figure 1.12, capable de mesurer la température de l'insert de coupe lors d'une révolution complète de l'outil. Pour ce faire, le montage fait intervenir plusieurs pyromètres bi-couleurs stationnaires autour de l'outil (1ms de temps de réponse), mesurant chacune la température sur le flanc radial pour différentes positions angulaires de l'insert.

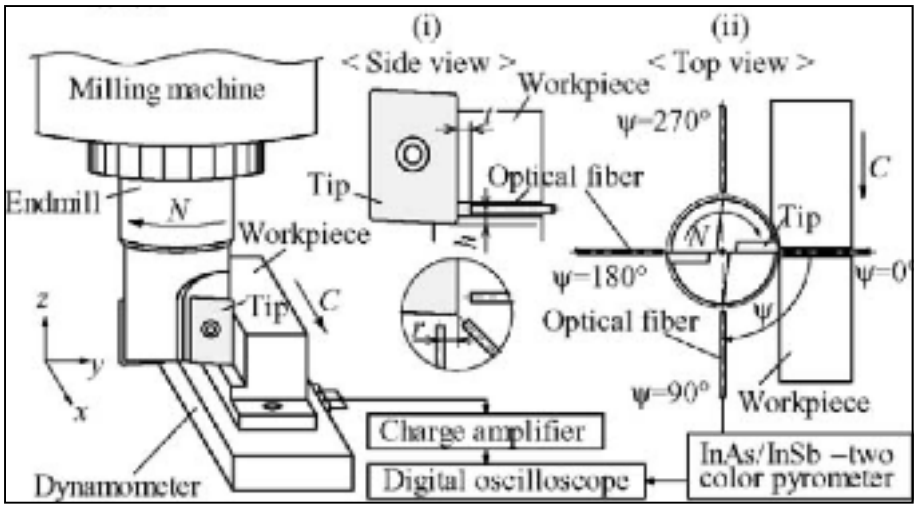


Figure 1.12 Montage d'instrumentation avec pyromètres bi-couleurs à fibre optique
(Ueda, Hosokawa, Oda, & Yamada, 2001)

Tel que présenté sur la figure 1.13 ci-dessous, le régime thermique périodique sur l'insert de coupe est bien identifié via les périodes de pulsations des forces (10 ms) et des signaux thermiques mesurées lors de la coupe, équivalant à la fréquence de rotation de l'outil.

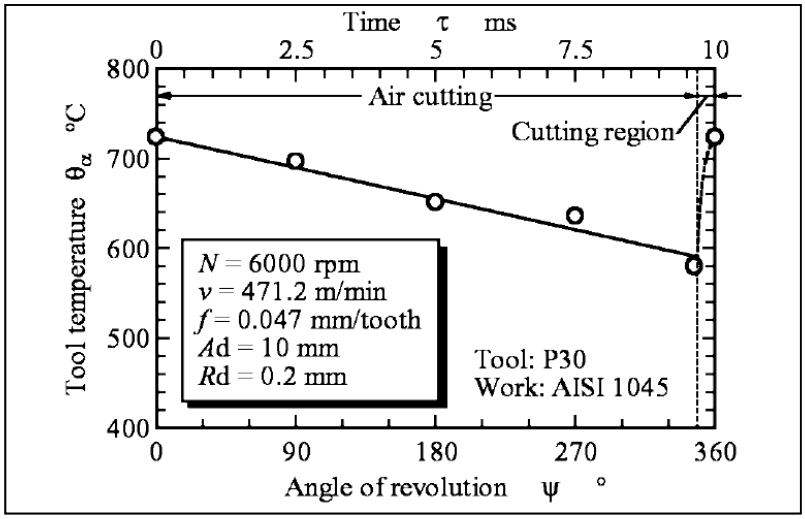


Figure 1.13 Température sur le flanc de l'insert de coupe lors d'une rotation de l'outil
(Ueda, Hosokawa, Oda, & Yamada, 2001)

1.5.3 Caractère « isotherme » de la source mobile de surface

À l'échelle mesoscopique de la coupe, tel que développé dans la section précédente, on remarque une périodicité du flux thermique en lien avec la fréquence de rotation de l'outil. Cependant, à l'échelle macroscopique, l'accumulation rapide de l'énergie de surface générée de manière intermittente, donne à la source mobile un caractère plutôt « isotherme ».

1.5.3.1 Température sur la surface immédiatement après le surfaçage

En se plaçant immédiatement après la zone de surfaçage, la température mesurée est constante. Cette observation a été faite par Davoodi (Davoodi & Hossainzadeh, 2012) à l'aide du montage illustré figure 1.14 ci-dessous, constitué d'un pyromètre infrarouge, monté à 5 mm de la circonférence de l'outil de coupe et orienté vers la surface neuve en Cu-Zn40-Al12 (métal utilisé pour sa très bonne émissivité).

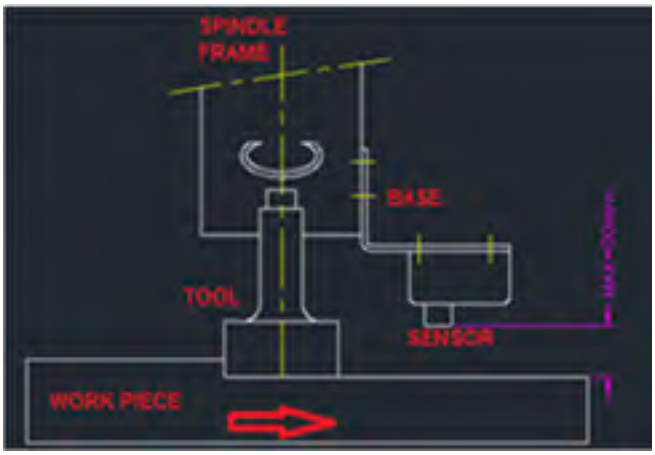


Figure 1.14 Montage d'instrumentation mobile
(Davoodi & Hossainzadeh, 2012)

L'acquisition, qui commence 1.5s après le début du surfaçage, sans liquide de coupe, donne une température moyenne de la surface couverte par le spot. Cette température ainsi mesurée (c'est-à-dire « la trace thermique laissée par l'outil »), tous les 0.1s, est quasi-constante.

À présent, si on dispose le capteur infrarouge toujours un peu plus loin de l'outil (donc de la source de chaleur), on constate un déclin de la température, qui peut être très rapide si la diffusivité du matériau est élevée.

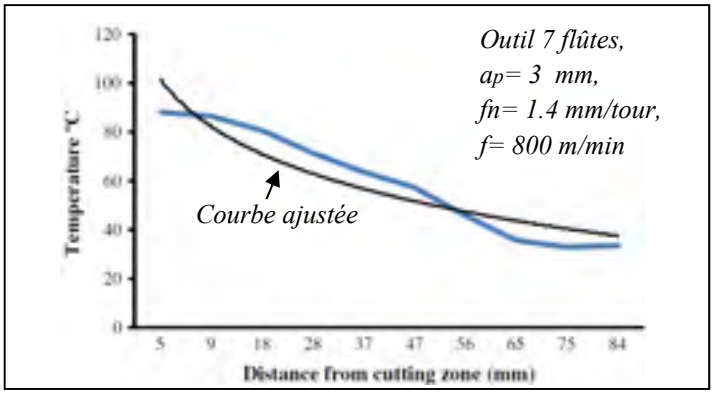


Figure 1.15 Évolution de la température selon la distance capteur-outil (Davoodi & Hossainzadeh, 2012)

Les résultats mettent donc en évidence deux phénomènes :

- Le régime devient presque stationnaire dans un référentiel mobile,
- La température décline très rapidement après le passage de la fraise.

1.5.3.2 Température en sous-couche le long d'une passe unidirectionnelle

Pour mesurer la température sous la surface latérale neuve, le montage développée par Lin, schématisé figure 1.16 ci-dessous (Lin, Peng, Wen, Liu, & Yan, 2013) se résume à l'utilisation de thermocouples type K (temps de réponse estimé à 10ms) plongés dans la pièce et localisés en sous-couche, le long de la passe.

Tel que présenté sur la figure 1.17, sur toute la passe (sauf les extrémités), les réponses impulsionnelles thermiques autour des thermocouples sont quasi-identiques, ceci pour une vitesse d'avance relativement faible. Le comportement du matériau en sous-couche est très proche de ce qui est observé pour un contact thermique glissant isotherme.

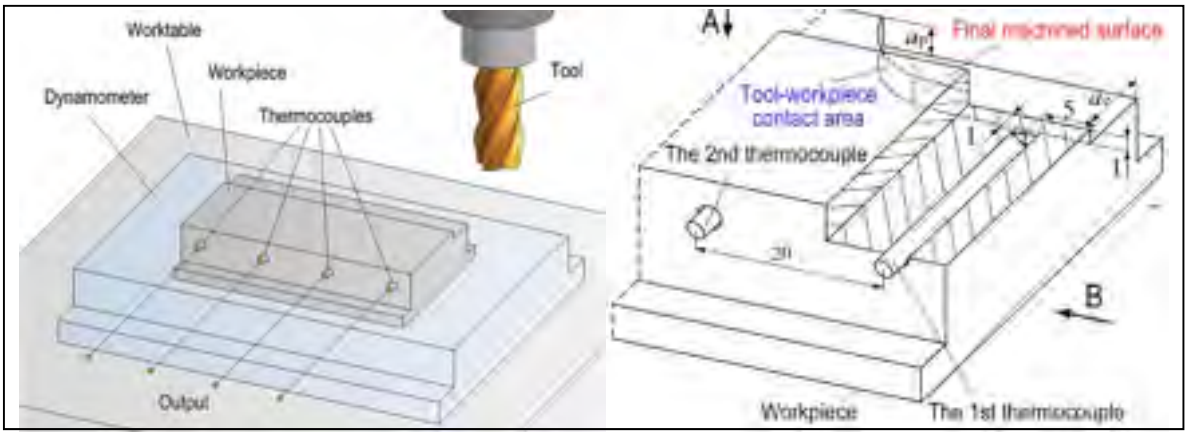


Figure 1.16 Instrumentation par thermocouples pour mesurer la température sous la surface latérale
(Lin, Peng, Wen, Liu, & Yan, 2013)

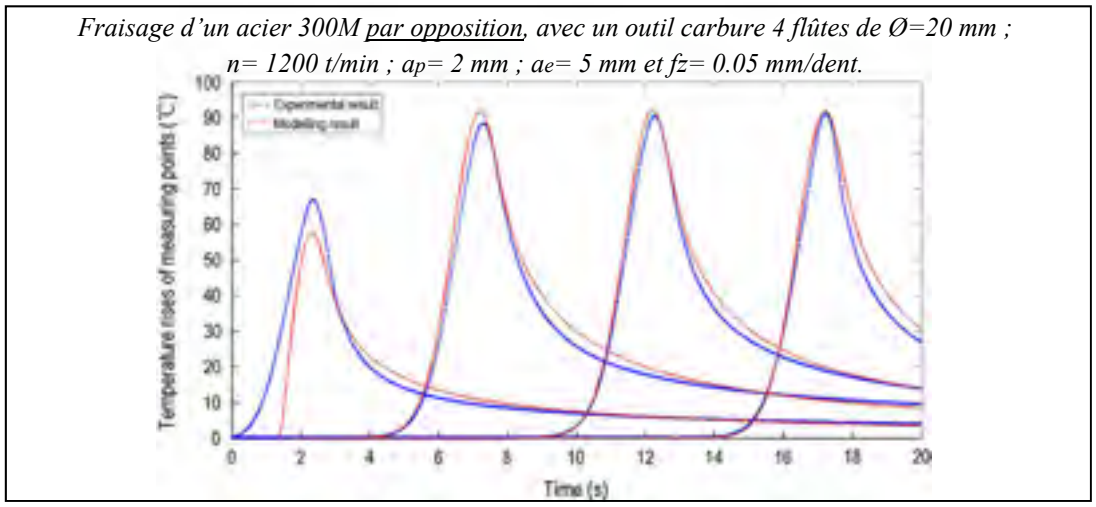


Figure 1.17 Température à 1mm sous la surface latérale lors du fraisage en bout
(Lin, Peng, Wen, Liu, & Yan, 2013)

1.6 L'échauffement mesuré sous des conditions variables de coupe

Les connaissances rapportées dans la littérature prouvent que sous différentes conditions de fraisage le processus de coupe produit une forte variabilité de la température. C'est pourquoi, une synthèse portant sur l'influence des paramètres de coupe (paramètres introduits dans l'annexe 1) sur la température est rédigée dans cette section.

1.6.1 Influence de la géométrie de la fraise sur la température

1.6.1.1 Impact de l'angle de coupe

Sujet longuement abordé dans la littérature, l'impact de l'angle de coupe sur la température est principalement traité pour la coupe orthogonale. Ainsi, sous simulations numériques (utilisant AdvantEdge) et dans le cadre des aciers doux (Ning, Ming, & Peiquan, 2009), la température n'évolue pas de la même ampleur que les forces lors de la modification de l'angle de coupe. Les résultats montrent une dispersion de la température crête à crête n'excédant pas 50°C, pour un angle variant entre 0° et 15°. De plus, l'épaisseur de la couche affectée thermiquement n'évolue pas significativement avec la variation de cet angle.

D'un point de vue expérimental, tel que présenté sur la figure 1.18, l'instrumentation du tournage à sec d'un acier AISI 1040, réalisé par Saglam (Saglam, Unsacar, & Yaldiz, 2006), permet de mesurer la température pour différents angles de coupe.

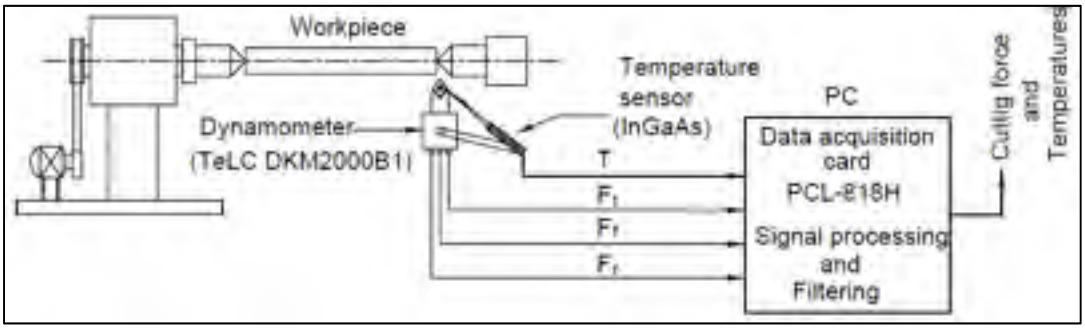


Figure 1.18 Montage d'instrumentation adapté au tournage d'un acier AISI 1040 (Saglam, Unsacar, & Yaldiz, 2006)

Ainsi, à l'aide d'un pyromètre infrarouge dont le faisceau est dirigé proche de l'insert cémenté carbure, l'auteur remarque qu'avec une augmentation de l'angle, allant de 6, 12 à 20°, on diminue les forces mais la température augmente. Principalement à cause de l'allongement du contact en frottement entre le copeau et l'outil (seconde zone de cisaillement).

1.6.1.2 Impact du diamètre de la fraise et du « uncut chip thickness »

L'influence du diamètre de la fraise a été étudiée par Jiang (Jiang, Li, Yang, & Yan Zuo, 2013) lors du fraisage en bout d'un aluminium 7050-T7451. L'idée directrice de cet article est de mettre en évidence les distributions hétérogènes des grandeurs caractéristiques lors d'une rotation de la fraise. C'est pourquoi, une rotation de la fraise sur son axe a été schématisée par un arc, dont la morphologie dépend du diamètre de l'outil et de l'avance.
Comme on le constate sur la figure 1.19 ci-dessous, l'évolution du tracé du bout de l'outil, lors du mouvement trochoïdal forme un arc (« uncut chip thickness » dans le cadre du fraisage).

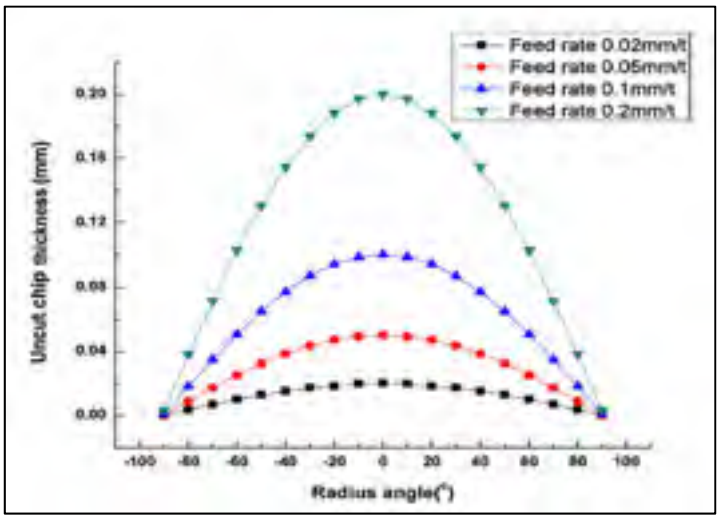


Figure 1.19 Tracé obtenu par le bout de l'outil
pour différentes vitesses d'avance
(Jiang, Li, Yang, & Zuo, 2013)

Autrement, l'auteur cherche une corrélation entre la courbure du « uncut chip thickness » en fraisage et la distribution des forces, températures et contraintes résiduelles. Pour réussir cela, il faut tout d'abord développer un modèle géométrique reliant l'arc tracé au diamètre de l'outil et l'avance (Jiang, Li, Yang, & Zuo, 2013) :

$$R'2 + f^2 - 2.f.R'.\cos(\alpha + 90°) - R^2 = 0 \qquad (1.3)$$

Avec f l'avance par dent, R le rayon de l'outil et α l'angle de repérage sur l'arc tracé.

Ainsi, dans la partie numérique de cette étude, des simulations sont générées pour approximer la situation d'usinage au point A et B, présentées figure 1.20, pour différents diamètres d'outils.

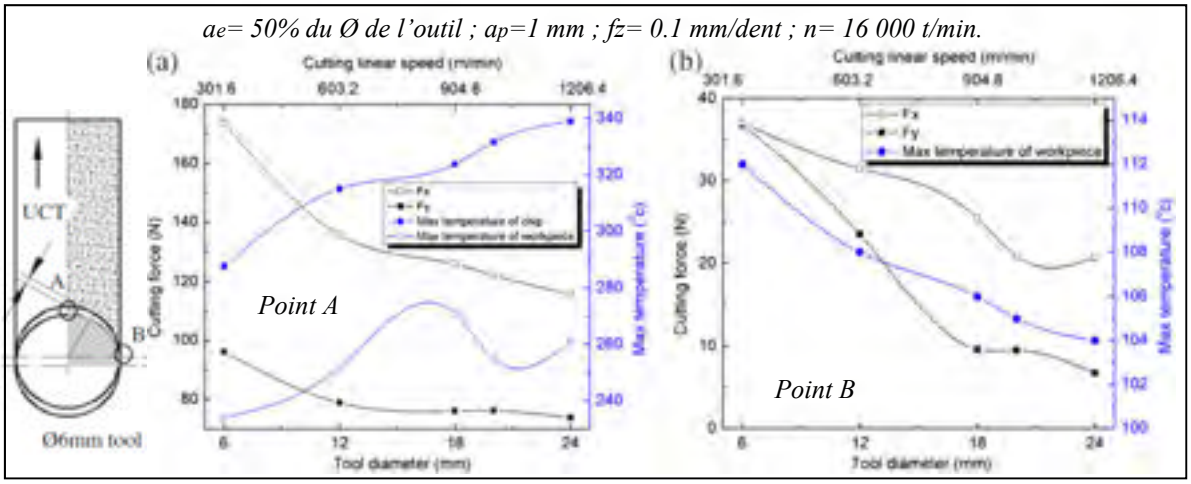


Figure 1.20 Températures et forces simulées pour différents diamètres de fraises
(a) au point A et **(b)** au point B
(Jiang, Li, Yang, & Yan Zuo, 2013)

Les tendances prévues par ces simulations sont, au point B de la pièce, une diminution des forces de coupe avec l'augmentation du diamètre, alors qu'au point A la diminution s'estompe rapidement. L'épaisseur du copeau au voisinage du point B est très sensible au diamètre de l'outil, une diminution de la température au bout de l'outil est même prévue lorsque le diamètre augmente.

1.6.2 Influence de la vitesse de coupe

Dans le cadre des simulations numériques utilisant AdvantEdge, pour la coupe orthogonale de l'aluminium 7050-T451 (Li, Jiang, Jing, & Zuo, 2011), on remarque une augmentation

constante de la température au niveau du bout de l'outil, avec l'accroissement de la vitesse de coupe. Dans cette zone, la contrainte normale atteint des pressions de l'ordre du Gpa.

Concernant les volets expérimentaux présents dans la littérature pour le fraisage, il y a toujours une difficulté pour distinguer l'influence de la vitesse de coupe et de l'avance de l'outil sur la température du métal usiné.

Ainsi, si on reprend l'étude de Lin (ref. figure 1.16) (Lin, Peng, Wen, Liu, & Yan, 2013) et qu'on s'intéresse à la partie de son article dédiée aux plans d'expériences réduits, on trouve que la température subit une variance significative lors des changements de conditions d'usinage. L'influence de la vitesse de coupe est plus forte que l'avance par dent. Néanmoins, il est nécessaire de relativiser cette observation car l'avance varie de 0.05 à 0.07 mm/dent, ce qui est très faible, alors que la fréquence de rotation varie de 800 à 1600 tour/min.

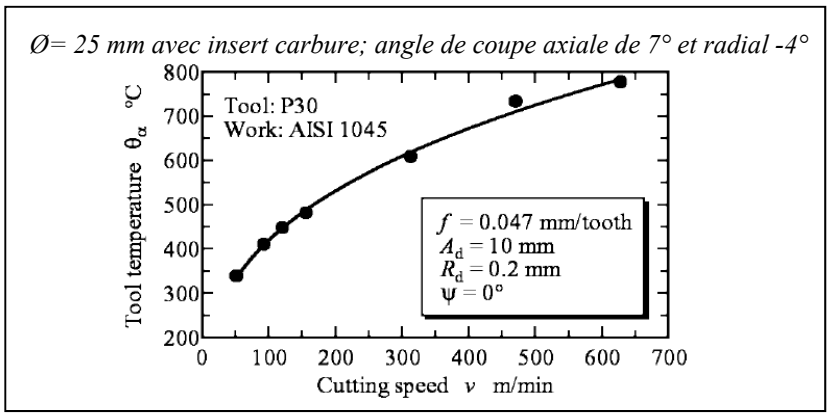


Figure 1.21 Température mesurée sur l'insert de coupe lors du fraisage en bout (Ueda, Hosokawa, Oda, & Yamada, 2001)

De même, si on reprend l'étude de Ueda (Ueda, Hosokawa, Oda, & Yamada, 2001), qui a développé une instrumentation permettant de distinguer clairement l'influence de la vitesse de coupe et de l'avance (présentation du montage figure 1.12), on relève un échauffement très important lors de l'augmentation de la vitesse de coupe en avalant d'un acier AISI 1045.

L'influence de la vitesse de coupe a aussi été évaluée par Sun, à l'aide d'un « thermocouple dynamique », ce dernier permettant de distinguer l'influence de la vitesse de coupe et de l'avance par dent au niveau du contact outil-pièce (Sun, Sun, Li, & Xiong, 2014). Pour le fraisage en bout d'un alliage de titane, l'étude relève une prédominance de la vitesse de coupe sur les autres facteurs. En effet, cette vitesse explique 87.7 % de la variance de la température de l'outil lors du déploiement du plan d'expériences. Comme l'indique les courbes sur la figure 1.22 ci-dessous, le poids de la vitesse de coupe sur la moyenne de la température est plus important que l'épaisseur du copeau.

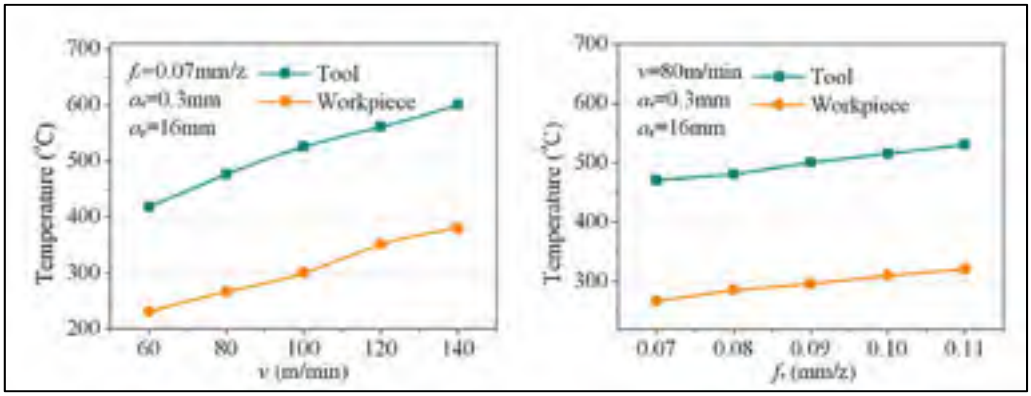


Figure 1.22 Variabilité de la température au niveau du contact outil-pièce (Sun, Sun, Li, & Xiong, 2014)

1.6.3 Influence du liquide de coupe

Des mesures de température en sous-couche lors du surfaçage d'un acier AISI 1050 ont été menées par Yalcin (Yalcin, Karaoglan, & Korkut, 2013) avec un liquide de coupe. Ce dernier facteur, introduit dans un plan d'expérience réduit (taguchi), a tendance à faire diminuer la température en sous-couche.

Dans cette dernière étude, où l'instrumentation a été faite à l'aide de thermocouples plongés sous la surface neuve, le niveau de température subit une variance significative sous l'effet de la profondeur de passe, vitesse de coupe, mode de lubrification et avance par dent. Cependant, la lubrification provoque une baisse de la température d'amplitude plus faible que l'augmentation induite par la vitesse de coupe.

1.6.4 Influence de l'engagement de l'outil dans la matière usinée

Que ce soit Sun (Sun, Sun, Li, & Xiong, 2014) ou Ueda (Ueda, Hosokawa, Oda, & Yamada, 2001) pour l'usinage respectivement d'un alliage de titane et d'un acier, l'impact de la vitesse de coupe pour accroître la température est plus important que celui de l'engagement de l'outil. C'est pourquoi Sun préconise d'ajuster l'engagement de l'outil pour gagner en productivité et donc ne pas trop accroître la température dans la zone de coupe.

Dans la suite de son étude, Ueda (Ueda, Hosokawa, Oda, & Yamada, 2001) a quantifié l'influence de l'augmentation de l'engagement radial sur la température. Les mesures effectuées, telles qu'illustrées figure 1.23, montrent une variation assez faible de la température sur le flanc de l'insert au regard de la variation de l'engagement.

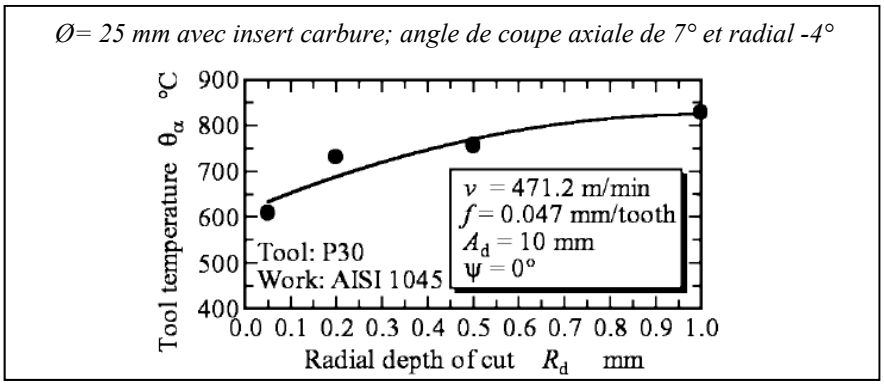


Figure 1.23 Température de l'outil vs engagement radial
(Ueda, Hosokawa, Oda, & Yamada, 2001)

Enfin, les mesures au niveau du contact outil-pièce obtenues par Bai (Bai, Ke, Wu, & Dong, 2008) par l'intermédiaire d'un « thermocouple dynamique » sont d'un intérêt tout particulier pour cette étude. En effet, les résultats sont issus du fraisage en bout d'un aluminium 7050-T7451 suivant le déroulement d'un plan d'expériences réduit (plan taguchi). Ce dernier cas montre un impact de la profondeur de passe presque équivalent à celui de la vitesse de coupe. En résumé des essais de Bai, pour des engagements, avances et fréquences de rotation couvrant un « carré de sable » très larges, la température a évoluée au niveau du contact entre 108.3°C et 407.1°C.

En conclusion de cette étude, pour le fraisage à sec, en avalant, avec une fraise carbure de 16 mm de diamètre, les impacts sur l'échauffement de la profondeur de passe et de la vitesse de coupe sont supérieurs à celui de l'engagement radial de l'outil.

1.6.5 Influence de l'avance de l'outil sur la température de surface

Une partition de la chaleur générée durant la coupe existe entre l'outil, le copeau et la surface neuve. Pour rendre compte de ce partage en tribologie, un coefficient noté α a été introduit par Bourouga (Bourouga, Guillot, Garnier, & Dubar, 2010) :

$$\alpha = \frac{\varphi c}{\varphi total} \tag{1.4}$$

Avec φc le flux de chaleur transféré à l'élément mobile et $\varphi total$ le flux généré.

Pour estimer la partition de chaleur, par une approche expérimentale/numérique, le dispositif développé ici utilise une machine de compression-translation à chaud, avec une morphologie de contact proche de la zone de cisaillement tertiaire de coupe. Les mesures sont réalisées dans la pièce et dans le contacteur mobile via des thermocouples type K faisant 80µm de diamètre (environ 0.003'') pour optimiser le temps de réponse.
Les résultats ainsi obtenus montrent que la quantité de chaleur générée se diffuse moins dans la pièce lorsque la vitesse de glissement est élevée. Le coefficient de partage estimé diminue avec l'accroissement de la vitesse d'avance. En effet, pour une vitesse de 0.2 m/s, α atteint environ 0.52, et pour une vitesse de 0.4 m/s, α atteint 0.66.

À présent, si on reprend la partie dédiée à la vitesse de coupe dans l'étude de Davoodi (Davoodi & Hossainzadeh, 2012) (montage présenté figure 1.14), l'échauffement mesuré s'arrête autour de 800 m/min puis commence à décliner au-delà.

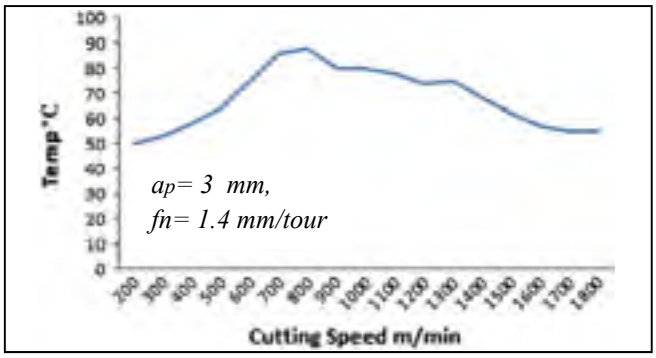


Figure 1.24 Température de surface vs avance
(Davoodi & Hossainzadeh, 2012)

Le même phénomène est observé par Liu (Liu, Zhang, & Jiang, 2012) dans le cas des températures sous la surface usinée mesurées à l'aide d'un thermocouple (4 mm sous la surface). En effet, lors du fraisage en bout d'un acier doux 1045 par des inserts revêtus en ALTiN (pour une avance par dent fixée à 0.1 mm), la température sous la face latérale augmente avec l'accroissement de la vitesse de coupe, le maximum est atteint pour une vitesse de coupe de 1500 m/min, suivi d'une diminution continuelle de la température au-delà de cette vitesse.

1.6.6 Influence de l'usure en bout de l'outil

Comme mentionné dans la section 1.4.3, il existe une forte interaction entre l'usure et la température. Les études dans ce domaine portent principalement sur l'usure abrasive. Celle-ci est ajoutée aux flancs des faces de coupe, ce qui conduit à augmenter la surface de frottement entre l'outil et la surface.

Par exemple, les conclusions apportées par Lin (Lin, Peng, Wen, Liu, & Yan, 2013) (montage d'écrit figure 1.16) sont très claires. L'usure abrasive sur le flanc radial de la face de coupe a tendance à échauffer l'acier usiné. Autrement dit, une usure allant de 0.05 à 0.15 mm sur le flanc radial provoque une augmentation de la température de 25 à 35%.

1.7 Influence de la température sur l'intégrité des surfaces usinées

À l'échelle de la coupe, la pièce subit des actions mécaniques et des effets thermiques intenses impliquant la prise en compte de multiples facteurs pour conserver l'intégrité des surfaces. C'est pourquoi les études portant sur les contraintes résiduelles, ou encore la métallurgie, adoptent des approches thermomécaniques pour juger de la performance de l'usinage. Ils mettent en lien la température et les forces avec différentes grandeurs mesurables.

Les contraintes résiduelles sont des contraintes statiques multiaxiales existant dans un matériau métallique et subsistant en l'absence de sollicitations extérieures. Ces contraintes sont les réponses de la structure d'un matériau cherchant à rétablir la compatibilité des déformations internes, lorsqu'il a été affecté par des déformations plastiques hétérogènes (Barralis, Castex, & Maeder, 1999). Ces contraintes résiduelles s'installent dans le matériau aussitôt que le gradient thermique se dissipe et les vibrations mécaniques s'interrompent. Ces fameuses incompatibilités de déformation seront alors figées et formeront un gradient de déformation (Maeder, Lebrun, & Sprauel, 1991).

De manière générale, les macros contraintes résiduelles résultent majoritairement de l'activité des phénomènes physiques fondamentaux. Ces derniers agissent seuls ou en interactions les uns par rapport aux autres (Withers & Bhadeshia, 2011), mais toujours en interaction avec l'échauffement.
C'est pourquoi, dans cette revue de littérature, on s'intéresse aux contraintes résiduelles dans la mesure où elles témoignent des sollicitations thermiques ayant affectées la surface neuve.

1.7.1 Influence de l'usure abrasive sur les contraintes résiduelles

Dans l'étude de Tang (Tang, Liu, Pan, Wan, & Ai, 2008), on observe une variabilité extrêmement forte des contraintes résiduelles mesurées, telle qu'illustrée à la figure 1.25. Cette variance rend les conclusions difficiles concernant les facteurs de faibles impacts. Or, en se concentrant sur l'influence de l'usure abrasive, Tang a tout de même réussi à obtenir

des résultats significatifs. En effet, lors du fraisage d'un alliage d'aluminium 7050-T7451, l'accroissement de la surface usée induit des contraintes de surface en tension d'intensité grandissante.

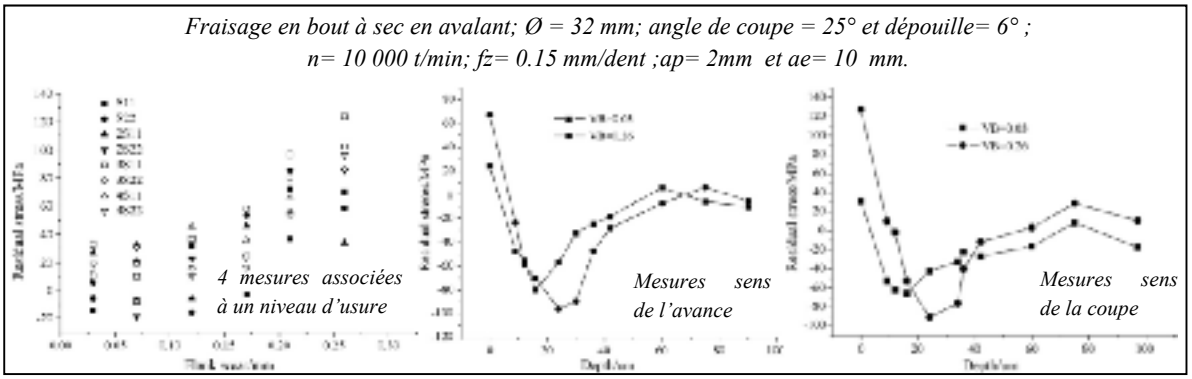


Figure 1.25 Contraintes résiduelles en surface et sous-couche vs usures (Tang, Liu, Pan, Wan, & Ai, 2008)

Malgré la variance, la distribution prouve que les situations de coupe distinctes (et donc thermiques) modifient les profils des contraintes. L'hypothèse soutenue par l'auteur est que la température influe principalement sur l'amplitude des contraintes en surface alors que les forces influencent le profil en sous-couche (la profondeur atteinte par les contraintes).

1.7.2 Influence de la situation thermique sur les contraintes résiduelles

Les effets thermiques ont un rôle central dans l'introduction des contraintes résiduelles, même si l'influence de la chaleur sur le profil des contraintes est difficile à apprécier.
C'est pour apporter des éléments de compréhension supplémentaire que Tang a choisi une approche thermomécanique pour expliquer les contraintes résiduelles introduites dans un alliage d'aluminium 7050-T7451 (Tang., Liu., Wan, & Ai, 2008).

Les résultats synthétisés dans les courbes ci-dessous indiquent que l'augmentation de la vitesse de coupe transforme les contraintes en surface. Elles passent de compression à traction. Inversement, avec la même augmentation de la vitesse de coupe, l'épaisseur de la couche affectée par les contraintes a tendance à diminuer.

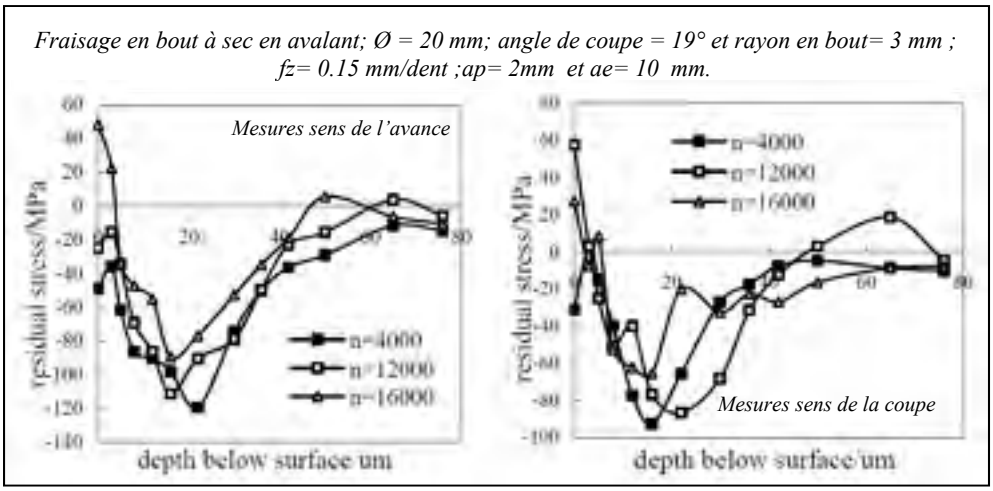


Figure 1.26 Profils des contraintes résiduelles vs les vitesses de coupe (Tang., Liu., Wan, & Ai, 2008)

Par ailleurs, toujours à partir de la même étude, l'auteur a cherché à mettre en exergue l'influence des forces de coupe sur les profils de contraintes. Pour ce faire, il a fallu fixer la fréquence de rotation (16 000 tour/min ici) et augmenter progressivement l'avance par dent. Une augmentation de l'amplitude des contraintes est mesurée mais seulement dans la direction de l'avance. Les profils associés s'étendent en profondeur de 35 à 50 µm pour un passage de 0.1 à 0.2 mm/dent.

Les conclusions sont donc identiques à l'étude précédente portant sur l'usure, avec l'aluminium les contraintes en traction sur la peau sont dues à la thermique et le profil en compression en sous-couche à la mécanique. Autrement dit, les déformations plastiques sont supposées jouées un rôle plus important que la thermique sur les profils des contraintes en sous-couche (Jiang, Li, Yang, & Zuo, 2013). Et ceci, bien qu'il y ait toujours une interaction entre les forces et la température sur l'introduction des contraintes.

Une partie numérique menée en parallèle par Tang dans la même étude (utilisant Deform 3D pour l'estimation de la température et une table dynamométrique pour les mesures des forces) va dans le même sens, à savoir :

- l'influence des forces est prédominante avec l'augmentation de l'avance par dent,
- l'influence de la chaleur porte sur l'introduction des contraintes superficielles.

Toutefois, en opposition à ces conclusions, l'étude sur les contraintes résiduelles d'un Aluminium 7050-T7451 menée par Li (Li, Wan, Zhang, & Liu, 2012) n'arrive pas à corréler clairement les contraintes résiduelles de surface avec la vitesse de coupe (et donc indirectement montrer l'influence de la chaleur). Une variation est plus visible avec l'évolution de l'avance (bien que dans les deux cas l'amplitude des contraintes mesurées soit faible, entre -60 et -10 MPa et toujours en compression). L'hypothèse avancée ici est que les charges thermiques effacent les contraintes en traction sur la surface.

1.7.3 Hétérogénéité de la distribution des contraintes résiduelles en surface

Comme expliqué plus haut, l'exploitation de la diffraction des rayons X, pour évaluer les contraintes résiduelles, rend les interprétations sujettes à beaucoup d'approximations. Pas seulement parce que l'évaluation basée sur la diffraction inclut des difficultés d'ordre métallurgique pour les alliages d'aluminium, mais parce que la distribution des contraintes est hétérogène sur la surface.

Tel que présenté à la section 1.6.1.2, des études menées par Jiang et Li (Li, Jiang, Jing, & Zuo, 2011) (Jiang, Li, Yang, & Zuo, 2013) (Jiang, Li, Yang, & Yan Zuo, 2013) s'intéressent aux rôles joués par le « uncut chip thickness » de fraisage sur la distribution des contraintes résiduelles en surface.

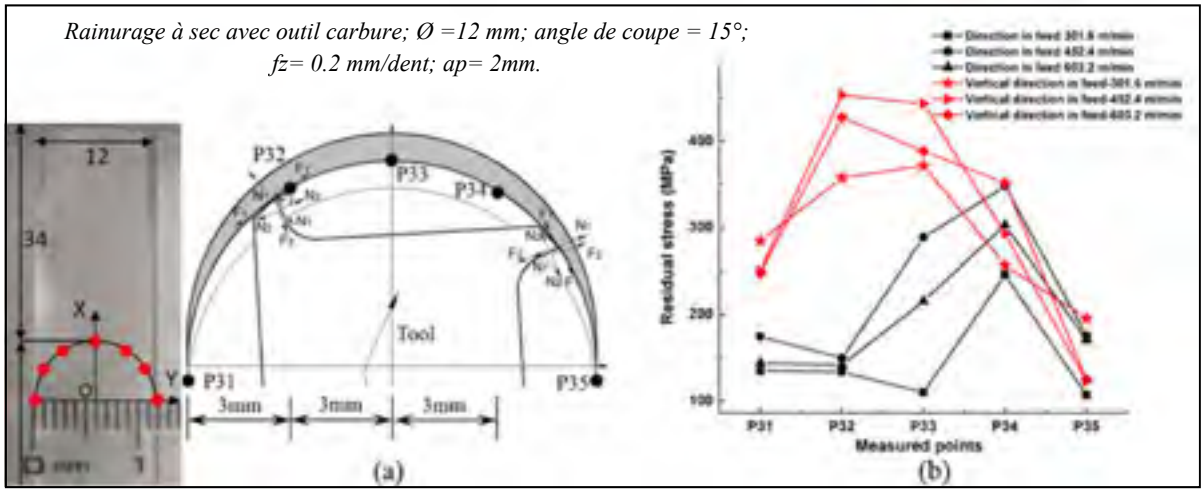


Figure 1.27 Relation entre l'épaisseur du copeau et la distribution des contraintes (Jiang, Li, Yang, & Zuo, 2013)

En se basant sur différents points de mesures sur un aluminium 7050-T7451, dont les localisations sont illustrées sur la figure 1.27, les auteurs de ces études prétendent dégager une corrélation entre les différentes morphologies du « uncut chip thickness » et la distribution des contraintes résiduelles superficielles. Ce que l'on retient surtout est la preuve d'une forte hétérogénéité de la distribution sur toute la surface de la passe.

Les résultats ainsi trouvés indiquent que les contraintes mesurées ont tendance à être plus élevées en direction de coupe qu'en direction d'avance. Elles sont aussi maximales dans l'axe du rainurage et durant le mouvement en opposition. C'est pourquoi, les recommandations pour réduire les contraintes sont de ne pas engager totalement la fraise et de privilégier une cinématique de coupe en avalant.

Enfin, en reprenant l'étude de Jiang de la section 1.6.1.2 (Jiang, Li, Yang, & Yan Zuo, 2013), sur l'influence du diamètre de l'outil sur les contraintes, l'estimation par diffraction aux rayons X au point A et B des contraintes, correspondant respectivement à la ligne médiane d'avance et l'extrémité latérale, montrent une hétérogénéité des situations thermomécaniques ayant lieux lors de la coupe. Les amplitudes des contraintes sont plus importantes au point A. Au point B, les contraintes sont plus faibles, voir en compression.
L'hypothèse avancée pour expliquer ce phénomène est que dans ces zones, le bout de l'outil produit plutôt un polissage. Les forces étant mon importantes, les contraintes ne subissent que le gradient thermique. Et, par ailleurs, en augmentant le diamètre de l'outil, les contraintes dans l'ensemble diminuent.

1.8 Bilan de la revue de littérature

Par répercussion aux efforts dynamiques incidents sur le matériau, des phénomènes caractéristiques dissipatifs accompagnent le processus de coupe. Le résultat du fraisage sur l'intégrité de la surface usinée étant très sensible aux configurations thermiques générées, la combinaison des effets thermiques et paramètres de coupe produit des situations pouvant réduire l'efficience et de la robustesse du procédé.

Autrement dit, le processus de coupe des métaux induit des actions mécaniques et des effets thermiques intenses, impliquant la prise en compte de multiples facteurs pour conserver l'intégrité de la surface.
Par ailleurs, l'activité des phénomènes physiques fondamentaux lors de la coupe conduit à l'introduction de contraintes résiduelles en surface et en sous-couche.

Plus précisément, les forts gradients thermiques transitoires et les régimes induits par le processus de fraisage sont directement reliés aux zones de coupe considérées. En effet, selon le dispositif d'instrumentation choisi (la zone de coupe où la température est mesurée), la source de chaleur mobile peut se présenter sous un régime périodique, « permanent », ou encore se manifester sous forme d'une impulsion thermique.
Par conséquent, tel que schématisé sur la figure 1.28 ci-dessous, les phénomènes thermiques sont extrêmement connexes aux études dédiées à l'usinage mécanique.

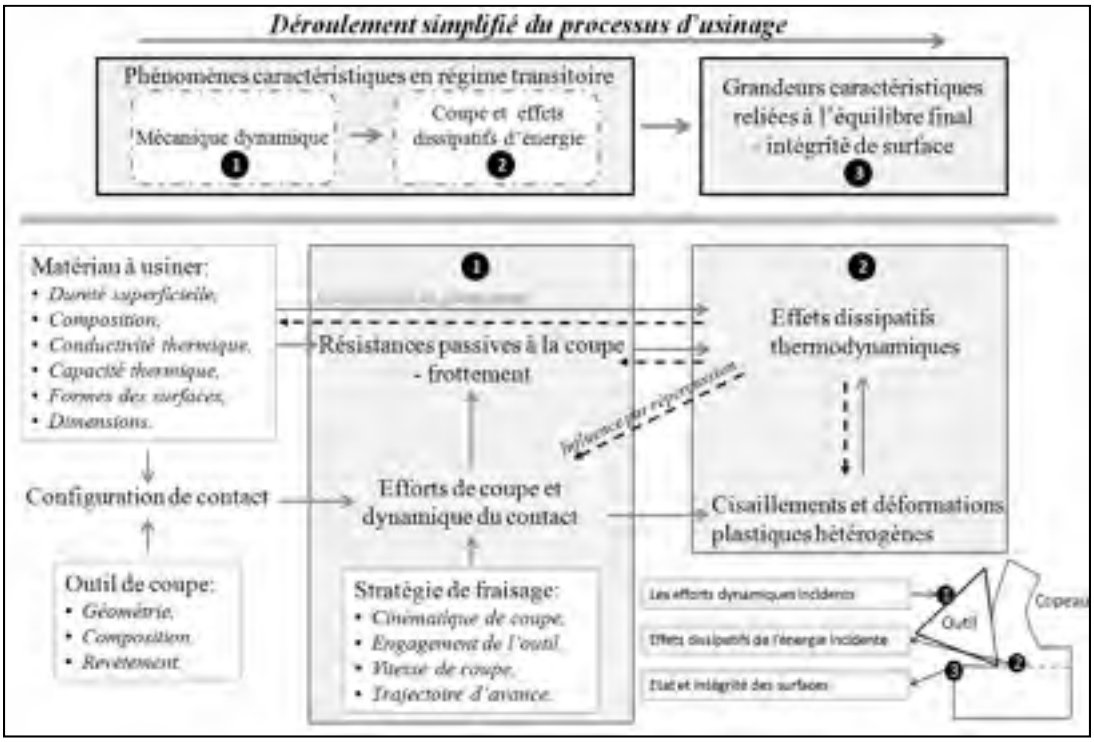


Figure 1.28 Décomposition du processus de coupe en phases distinctes

CHAPITRE 2

DÉFINITION DES OBJECTIFS ET CONCEPTION DES EXPÉRIMENTATIONS

2.1 Objectif de la recherche et définition des objectifs d'étapes

2.1.1 Mise au point d'un dispositif d'instrumentation thermique de la pièce usinée

Tout d'abord, afin de contribuer à l'avancement du projet industriel concernant la substitution du procédé chimique d'enlèvement de matière par le mécanique, et de juger de la faisabilité technique, une approche thermique a été choisie pour ces travaux de recherche.
En effet, l'intégrité de la couche superficielle est conditionnée par les nombreux phénomènes physiques fondamentaux intervenant lors de la coupe. Cependant, ce que l'on dégage clairement de la littérature est la place centrale accordée à l'analyse des effets thermiques pour étudier l'usinage mécanique.

Autrement dit, afin de juger de la capacité de l'usinage mécanique à préserver l'intégrité de la couche superficielle des revêtements en aluminium 2024, un premier objectif a été défini en ces termes :
Objectif 1 : Mettre au point un dispositif d'instrumentation thermique des plaques d'aluminium 2024-T3, ceci afin de mesurer la température interne durant l'usinage mécanique des poches.

2.1.2 Distribution de la température sous la surface usinée par fraisage

Les études concernant l'intégrité des surfaces usinées se multiplient et ciblent particulièrement les contraintes résiduelles. En effet, la thermique est souvent utilisée pour expliquer les profils et distributions de ces mêmes contraintes. Ce qui est dégagé de ces observations est que l'influence des phénomènes thermiques doit être contrôlée, ces derniers jouant un rôle central dans l'introduction des contraintes résiduelles.

En conséquence, les investigations portant sur la température ont été régulièrement associées à ces publications. Particulièrement dans le cadre des études cherchant à pallier les distorsions et augmenter la vie en fatigue des pièces à paroi mince.

Par ailleurs, la distribution des contraintes résiduelles sur la surface rainurée est hétérogène. Cette dernière observation est probablement induite par l'épaisseur du copeau (« uncut chip thickness ») et le régime thermodynamique.
C'est pourquoi, dans le cadre de cette étude, des efforts seront concédés afin de vérifier la présence d'une « bande chaude » lors de la passe rectiligne de fraisage. En effet rien ne prouve que la distribution thermique sur la surface usinée soit homogène.

C'est pourquoi, dans un second temps, afin de dresser l'étendue des valeurs thermiques existant lors d'une passe d'usinage, un second objectif a été défini en ces termes :
Objectif 2 : Concevoir des expériences d'instrumentation représentatives des séquences d'usinage des poches permettant de fournir une esquisse de la distribution thermique interne lors de l'usinage. Ceci afin d'identifier les « points chauds » et la « bande chaude » existant lors de l'usinage mécanique par fraisage.

2.1.3 Mesures des températures locales sous des conditions de coupe variables

Une fois que le dispositif d'instrumentation a été mis en place et que la stratégie de mesure des températures locales a été définie, on réalise un plan d'expériences afin de décrire le comportement thermique sous différentes conditions de coupe.

L'objectif, dans cette dernière étape, a été formulé en ces termes :
Objectif 3 : Étudier l'influence des paramètres de coupe sur la température interne afin de rendre compte de l'étendue des valeurs thermiques existant lors des différentes séquences d'usinage des poches. Le but étant de s'assurer que les points chauds d'usinage ne produisent pas de « soft spot » métallurgique sous des conditions variables de coupe, et, par conséquent, de montrer un aspect de la robustesse du procédé.

En effet, l'impact des différents paramètres du procédé de coupe est aussi un sujet longuement étudié dans la littérature. La partition de la chaleur générée entre l'outil, le copeau et la pièce peut être significativement différente selon les conditions de coupe.

2.1.4 Synthèse des objectifs et déroulement du projet de recherche

Des contraintes techniques sont intervenues tout au long des travaux de recherche. Ces enjeux de l'étude, nommés ici « objectifs d'étapes », se sont associés à l'avancement du projet, comme schématisés dans la figure 2.1 suivante.

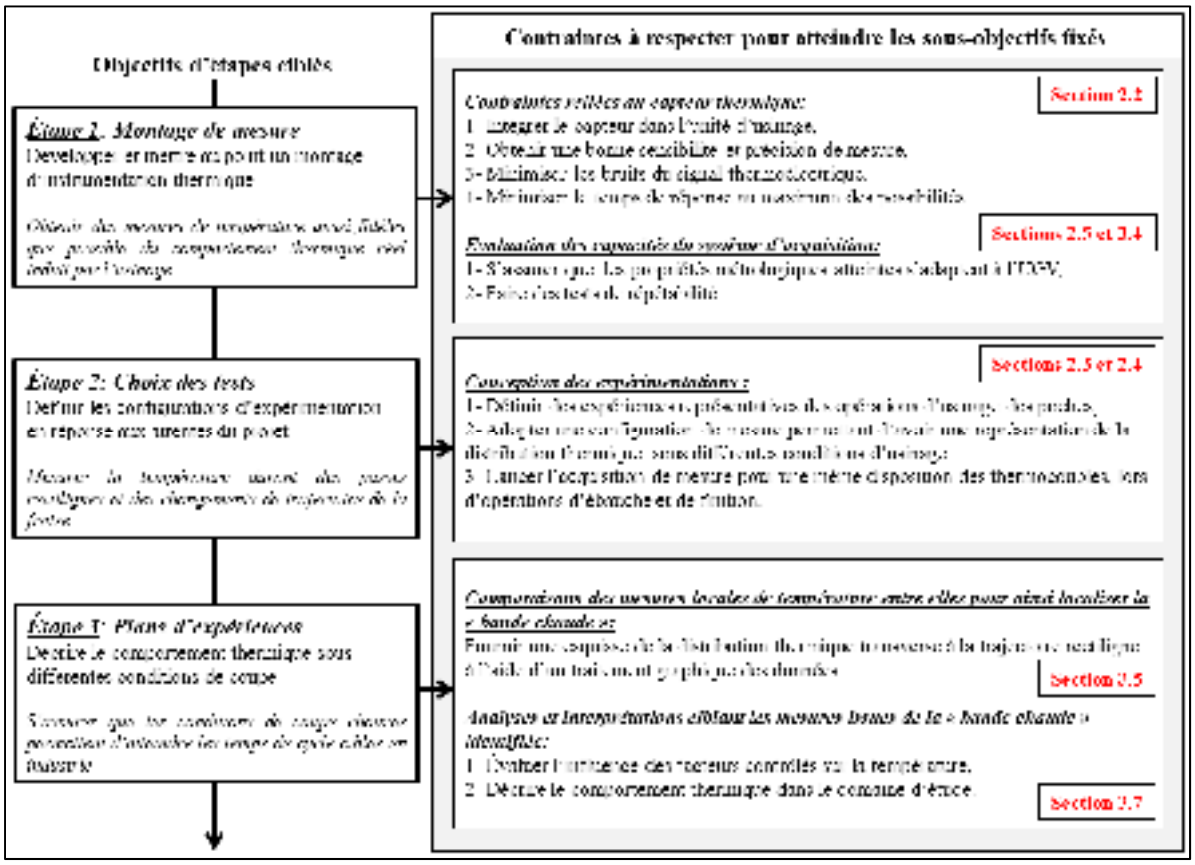


Figure 2.1 Déroulement type pour atteindre le triple objectif de l'étude

2.2 Méthode d'instrumentation et caractéristiques de la chaîne d'acquisition

2.2.1 Propriétés métrologiques ciblées pour la chaîne d'acquisition

Pour être capable d'investiguer les relations liant le transfert thermique aux paramètres de coupe, il est nécessaire de mettre au point un montage d'instrumentation pouvant :

- Rendre compte, le plus fidèlement possible, de la montée en température dans le revêtement durant le passage de la fraise,
- Avoir une bonne sensibilité et précision sur l'ensemble de la plage mesurée, pour permettre de détecter l'influence des différents paramètres de coupe.

La mise en œuvre d'une telle instrumentation, à différencier de la simple prise de mesure, nécessite la considération de plusieurs critères physiques afin de choisir la bonne technologie.

Ainsi, parmi les propriétés métrologiques d'une chaîne d'acquisition, décrites dans l'annexe 2, les critères suivants ont été pris en compte pour discerner les moyens techniques appropriés à notre contexte:

- Obtenir un temps de réponse très faible,
- Minimiser au maximum l'impact du capteur sur le flux thermique à mesurer,
- Obtenir une bonne précision et repétabilité, permettant des investigations expérimentales,
- La sensibilité doit être constante sur toute la plage d'opération mesurée.

2.2.2 Recherche de la bonne technologie

L'implantation d'une chaîne d'acquisition au sein de l'unité de fraisage représente un facteur déterminant de l'objectif d'étape n°1 (voir figure 2.1). C'est pourquoi, afin d'orienter notre choix d'instrumentation vers les technologies répondant aux critères définis plus haut, une phase préliminaire d'identification des techniques existantes a été réalisée.

Cette étape de recherche des technologies possibles, dans le cadre de cette étude, a principalement consisté à identifier les techniques d'instrumentation thermique disponibles, et par suite de dégager la plus adaptée à notre problème.
Les détails de cette phase préliminaire, recensant sur les avantages et limites des techniques, avec et sans contact, sont présentés dans les annexes 3 et 4.

2.2.3 Présentation de la technologie d'instrumentation choisie

Suite à la recherche de solutions technologiques, un système de mesure par instrumentation a été identifié et mis au point (se référer à la figure 2.2). Cette étape de mise au point du système vise essentiellement à optimiser ses propriétés métrologiques.

2.2.3.1 Caractéristiques du montage d'instrumentation mis au point

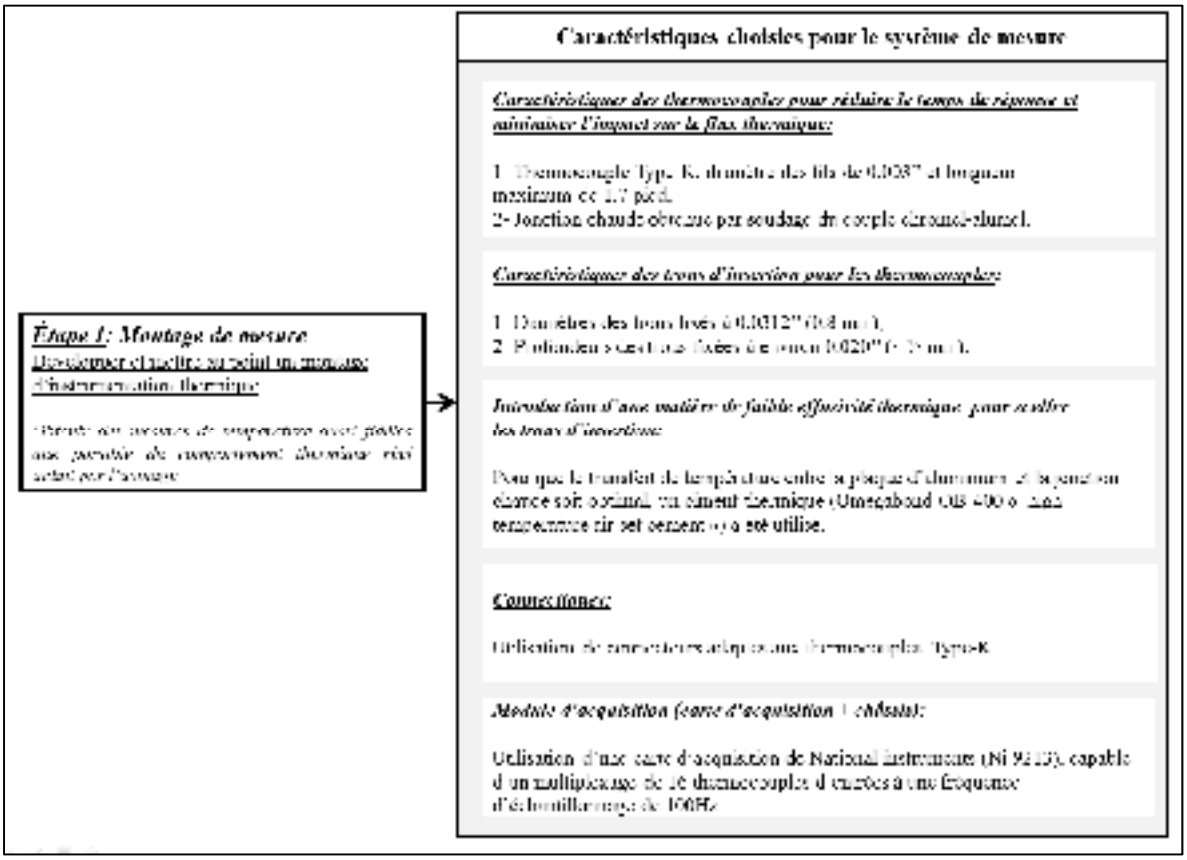


Figure 2.2 Caractéristiques techniques du dispositif d'instrumentation

Comme présenté dans l'annexe 4, bien que l'instrumentation par thermocouples possède quelques limitations, la configuration choisie procure les avantages attendus, grâce notamment à sa flexibilité d'utilisation. En effet, les caractéristiques des composants de la chaîne d'acquisition ont été judicieusement choisies pour permettre d'optimiser certaines propriétés métrologiques.

À noter que la jonction chaude du thermocouple n'est pas soudée à la plaque, ceci à cause des risques de pollution à l'aluminium du couple chromel-alumel, pouvant perturber la précision des mesures.

2.2.3.2 Caractéristiques de la carte d'acquisition sélectionnée

La carte d'acquisition utilisée offre un multiplexage de 16 thermocouples d'entrées. Chacune de ces inputs est capable de mesurer l'impédance du thermocouple, et ainsi détecter la moindre variation de la force électromotrice (f.é.m) de la jonction chaude. Ce module d'entrée analogique de National instruments (Ni 9213) offre aussi une lecture à une fréquence de 100Hz (fréquence d'échantillonnage), et ceci pour les 16 entrées simultanément.
Les délais, ou pertes de précision attribuable au module d'acquisition sont définitivement négligeable. En effet, le constructeur mentionne une précision de lecture inférieure à 0.25 °C.

Enfin, concernant l'interface informatique, l'Universal Serial Bus (USB) est le protocole de commutation utilisé entre le module et l'environnement informatique LABVIEW® (contraction de Laboratory Virtual Instrument Engineering).

2.3 Matière, outil et unité de fraisage

2.3.1 Généralités sur l'alliage Al2024-T3 constituant le revêtement

L'alliage d'aluminium 2024, très présent dans l'industrie aéronautique, constitue les revêtements de fuselage usinés ici.

La désignation conventionnelle des alliages d'aluminium corroyés est fixée selon des standards. Par exemple, dans la norme NF A 02-104, l'alliage constitutif concerné par cette étude fait partie de la série 2, regroupant les alliages aluminium-cuivre (Develay, 1986).

2.3.2 Montage d'usinage et unité de fraise

Les tôles d'aluminium, utilisées pour constituer les revêtements des avions, sont très fines et couvrent de grandes surfaces. Dans le cadre de l'usinage de ces revêtements de faible épaisseur, le maintien rigide parfait de toute la surface est capital. Comme mentionné dans la revue, ceci est rendu nécessaire par le manque de rigidité des revêtements, qui autorisent des moments de flexion. C'est pourquoi, afin de ne pas se déformer sous l'action des efforts de coupe, les tôles sont posées sur une MDF traversée par une forte aspiration, permettant ainsi de créer le vide sous la tôle. Cette « vaccum table » maintient, par conséquent, toute la surface inférieure de la plaque en position.

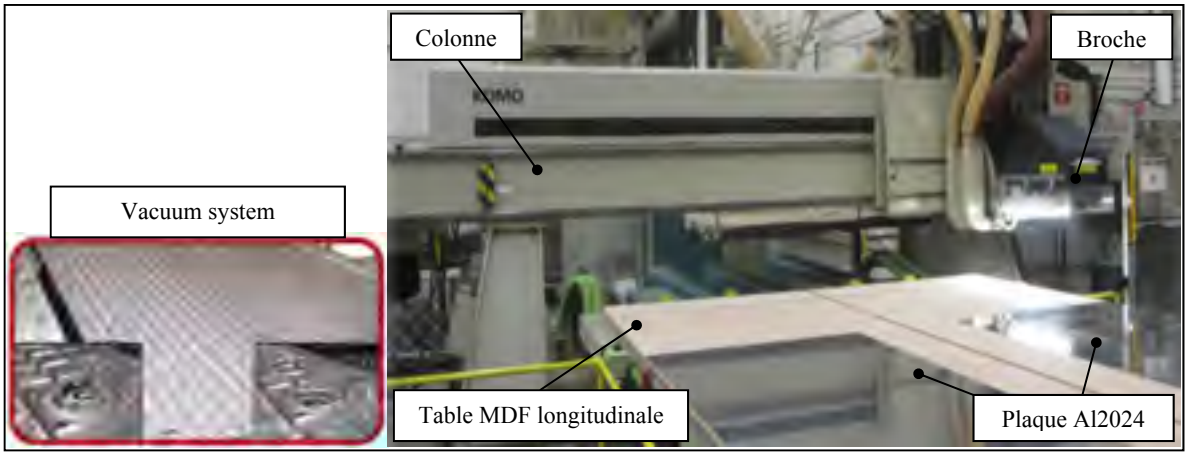


Figure 2.3 Photo de la fraiseuse 3-axes avec sa « vacuum table »

2.3.3 Outil de coupe sélectionné

Dans le contexte compétitif actuel, où la tendance est à l'usinage grande vitesse, on utilise des fraises de petit diamètre. Par opposition, l'utilisation d'une fraise de grand diamètre demanderait plus de couple.

Pour cette étude, des fraises deux tailles adaptées à l'usinage en bout et au rainurage ont été sélectionnées. Les essais ont donc été réalisés à l'aide d'une fraise carbure monobloc de ¾'' de diamètre (19.05 mm). Les caractéristiques géométriques de l'outil sont: 4 flûtes avec un rayon en bout de 0.156'' (3.96 mm), angle d'hélice de 30° et angle de coupe de 12°.
Un revêtement DLC (Diamond Like Carbon) a été appliqué sur l'outil carbure, prévenant ainsi la formation de collage d'aluminium et d'arêtes rapportées.

2.4 Expériences conçues et opérations d'usinage investiguées

2.4.1 Rainurage et contournage de la plaque instrumentée

L'usinage d'une poche peut se décomposer en trois phases distinctives, à savoir :

1- Une phase de plongée dans la couche de matière à enlever,
2- Une phase de rainurage,
3- Une phase de dégagement de la matière autour de la rainure, nommée phase de surfaçage par contournage.

En se basant sur cette décomposition, les configurations de tests suivantes ont été définies :

- Rainurage, impliquant un engagement radial total de l'outil,
- Surfaçage, impliquant un engagement radial de 60% du diamètre de l'outil.

Dans le cadre de cette étude, deux séries d'expériences ont été menées, respectivement dédiées aux investigations sur le rainurage et le contournage.
Ces stratégies d'expérimentations, représentatives des séquences d'usinage des poches, sont schématisées sur les figures 2.4 et 2.5. La trajectoire d'usinage choisie se compose donc des séquences suivantes:

a- Une passe de fraisage rectiligne,
b- Une interpolation linéaire pour l'usinage du coin (« cornering-tool-path »), induisant une phase de décélération et d'accélération de l'avance de l'outil,
c- Une autre passe rectiligne pour dégager l'outil.

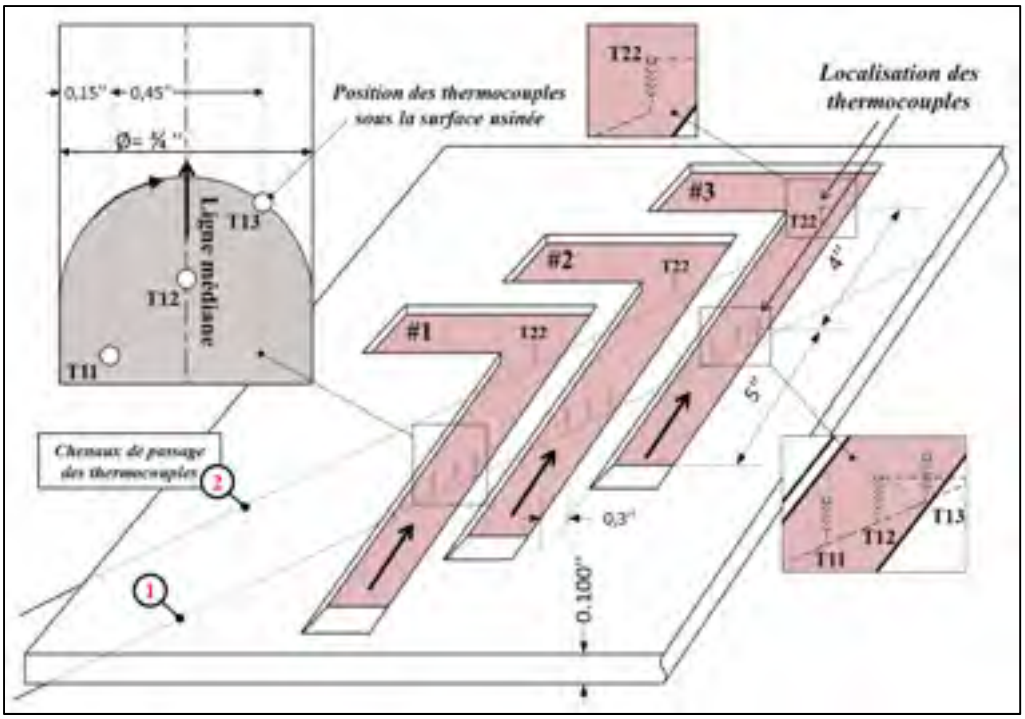


Figure 2.4 Schéma des expériences de rainurage sur la plaque instrumentée

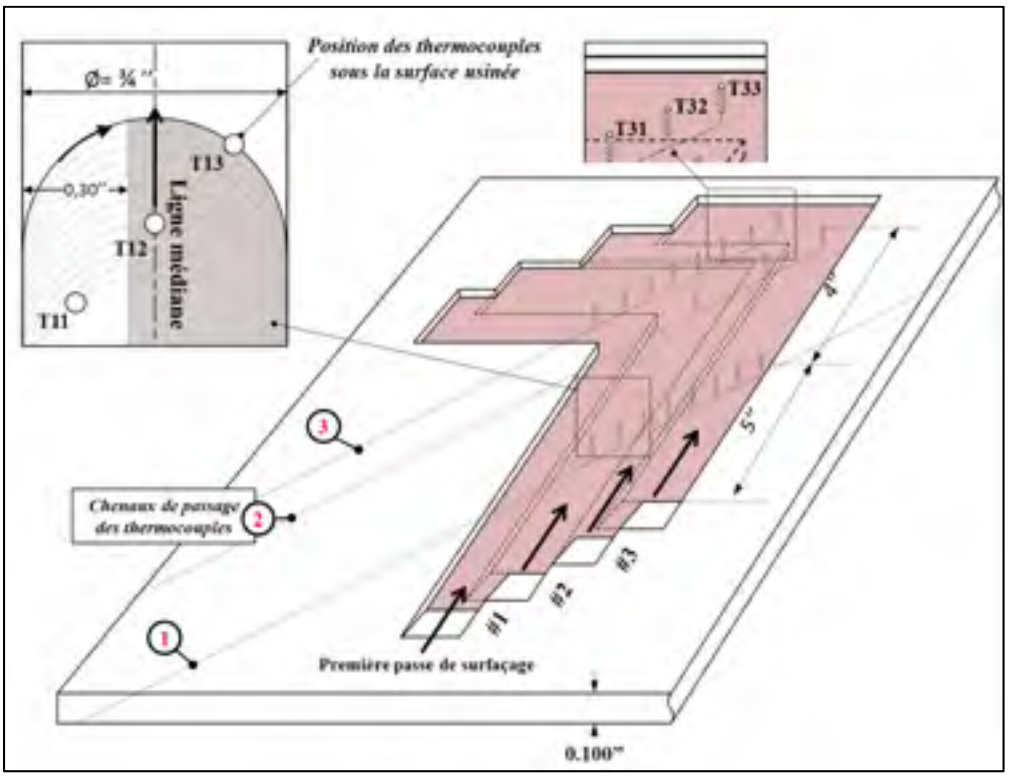


Figure 2.5 Schéma des expériences de contournage sur la plaque instrumentée

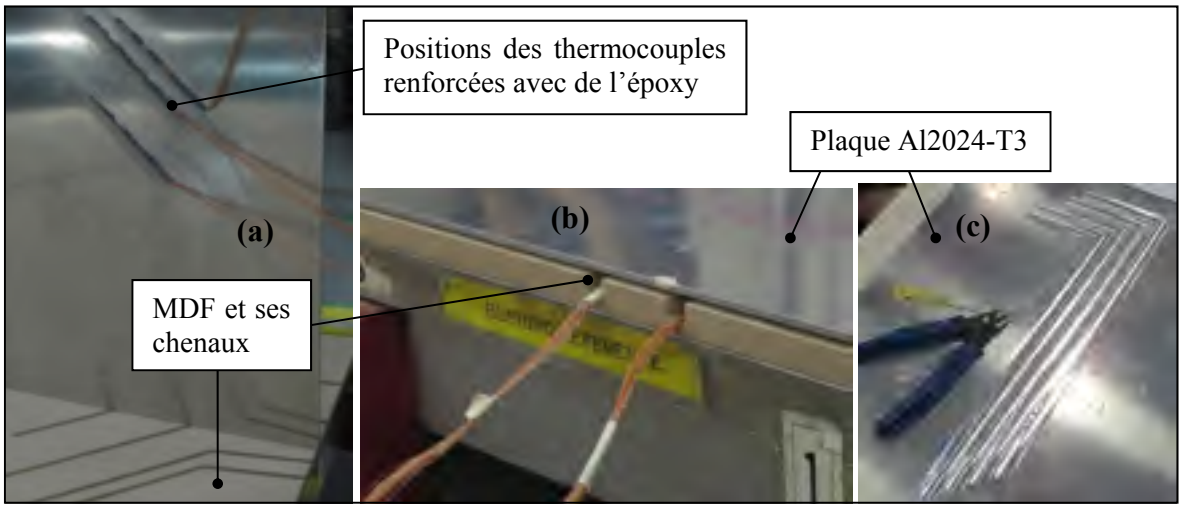


Figure 2.6 (a) La plaque instrumentée, **(b)** les chenaux sur MDF et **(c)** exemple de passes de contournage

À noter que pour tous les essais, il n'y a pas d'angle d'inclinaison de l'outil, l'axe est toujours perpendiculaire à la surface de la tôle, la stratégie d'avance est toujours en avalant.

Ajoutons aussi qu'afin d'introduire les thermocouples dans la surface inférieure, qui est en appui sur la MDF, des chenaux de 0.300'' (7.62 mm) de largeur ont été usinés sur cette dernière (se référer figure 2.6 ci-dessus).

Par ailleurs, la connexion entre le module et la jonction froide est assurée par des connectiques adaptées aux thermocouples type K.

Figure 2.7 Connexion des thermocouples avec le module d'acquisition

2.4.2 Distribution des thermocouples sous les surfaces usinées

2.4.2.1 Localisation des thermocouples le long de la trajectoire d'usinage

Tel qu'illustré sur les figures 2.6 et 2.8, des chenaux ont été disposés pour que les thermocouples atteignent les zones ciblées sous la plaque, à savoir :

- Au milieu de la passe rectiligne et unidirectionnel, à l'aide du chenal n°1,
- Au niveau du changement de direction (usinage du coin), dans le chenal n°2,
- Immédiatement à la suite de l'usinage du coin, à la fin de la phase d'accélération de l'outil, dans le chenal n°3, présent uniquement pour les passes de contournage.

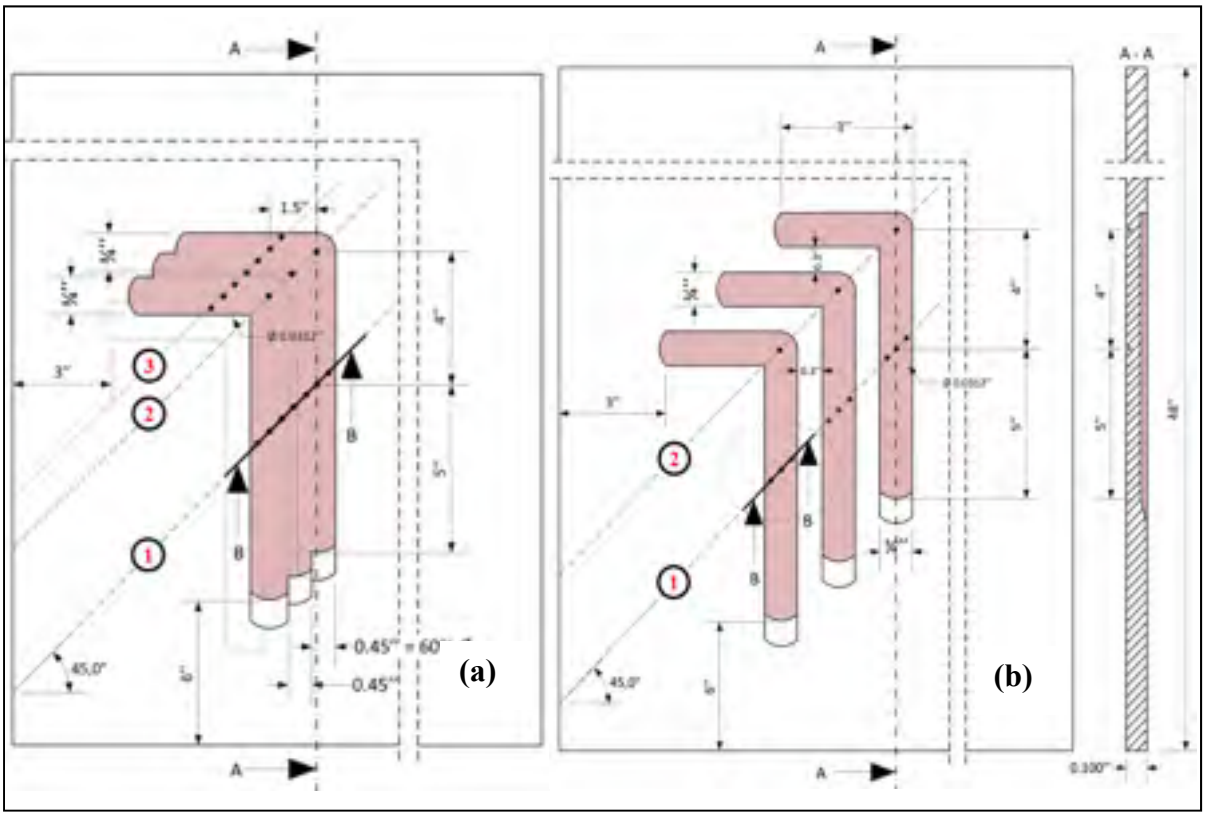


Figure 2.8 Localisation des thermocouples dans la plaque instrumentée pour **(a)** le contournage et **(b)** le rainurage

2.4.2.2 Position transverse des thermocouples

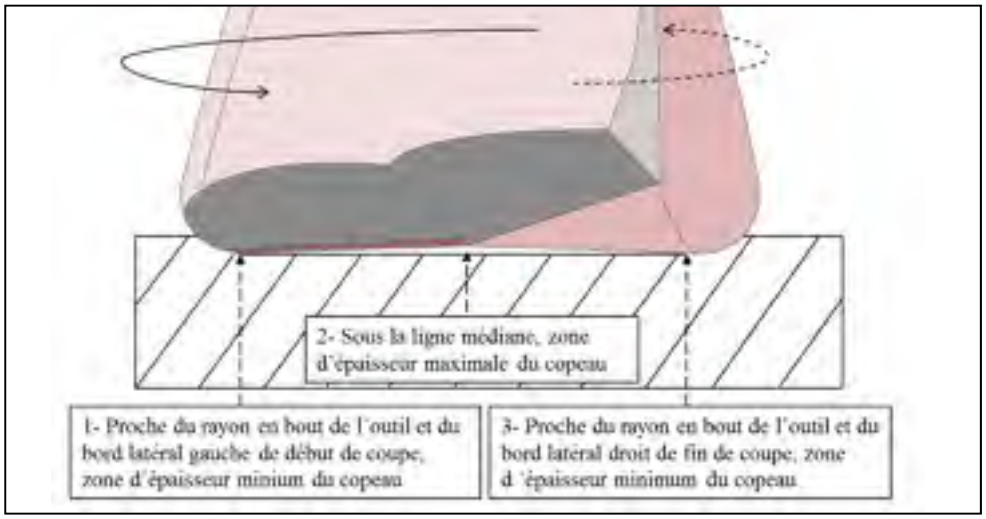


Figure 2.9 Positions choisies pour les mesures locales de température

Tel que précisé sur la figure 2.9, trois positions transverses à l'avance de l'outil ont été choisies pour esquisser la distribution thermique produite par les coupes circulaires. De cette manière, on obtient une estimation des températures locales générées, donnant ainsi une idée de la distribution transverse à la trajectoire d'avance de l'outil.

Par ailleurs, tel que schématisé figure 2.10 ci-dessous, une particularité est notable pour le cas d'un engagement radial partiel de l'outil, conduisant à une estimation des températures pour une zone soumise à la coupe et une autre (à gauche de la ligne médiane) soumise à une friction sans enlèvement de matière.

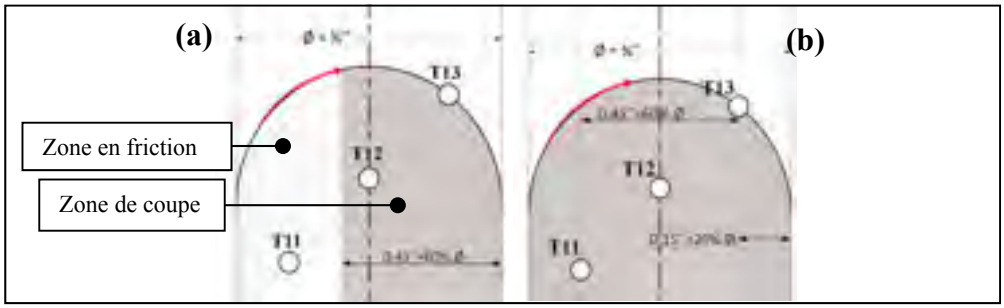


Figure 2.10 Distribution des thermocouples en sous-couche pour **(a)** le contournage et **(b)** rainurage

Ces trios de thermocouples sont localisés dans les chenaux de passages numéro 1 et 3, dans les zones distinctives citées plus haut (conférer figure 2.8). Plus précisément, les positions exactes ont été fixées en prenant en compte le diamètre de l'outil et le rayon en bout (ici 0.156'').

Les localisations ainsi obtenues sont schématisé sur la figure 2.10, à savoir:

- Le premier thermocouple est à gauche de la ligne médiane, dans la zone de début de coupe (avance en avalant), situé à 0.15'' (20% du diamètre de l'outil) du bord latéral,
- Le deuxième thermocouple est positionné sur la ligne médiane, dans l'axe de l'outil,
- Le troisième thermocouple est à droite de la ligne médiane à 0.15'' du bord latéral droit.

2.4.3 Position axiale des thermocouples sous la surface usinée

2.4.3.1 Opération de contournage et position des thermocouples

Tel que mentionné dans la figure 2.2, rapportant les caractéristiques du système d'instrumentation, la profondeur à laquelle les thermocouples sont insérés dans la surface inférieure est d'environ 0.020'' (~0.5 mm).

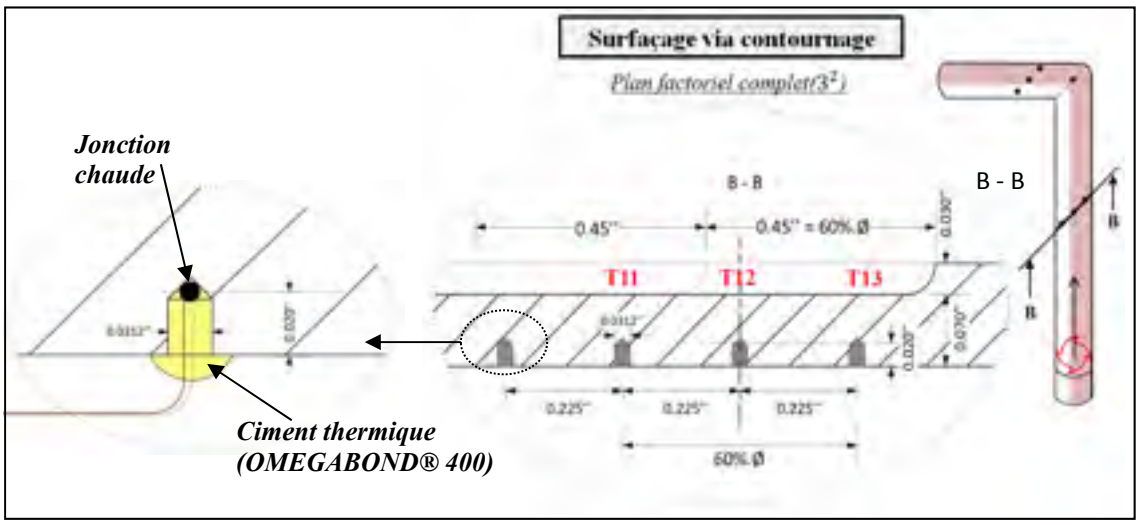


Figure 2.11 Position axiale des thermocouples lors des passes de contournage

Tel qu'illustré sur la figure 2.11, le décalage radial de la fraise lors de la succession des tests de contournage est de 0.45'' ce qui correspondant à 60% du diamètre de l'outil.

2.4.3.2 Opération de rainurage et position des thermocouples

De la même manière que pour le contournage, la distance séparant la jonction chaude de la surface usinée est d'environ 0.050'' (~1.27 mm).

En plus de cette précédente configuration, une phase d'enlèvement de matière supplémentaire a été ajoutée ici – appelée opération de finition – dans laquelle la distance entre la jonction chaude et la surface usinée est seulement d'environ 0.020'' (~0.5 mm).

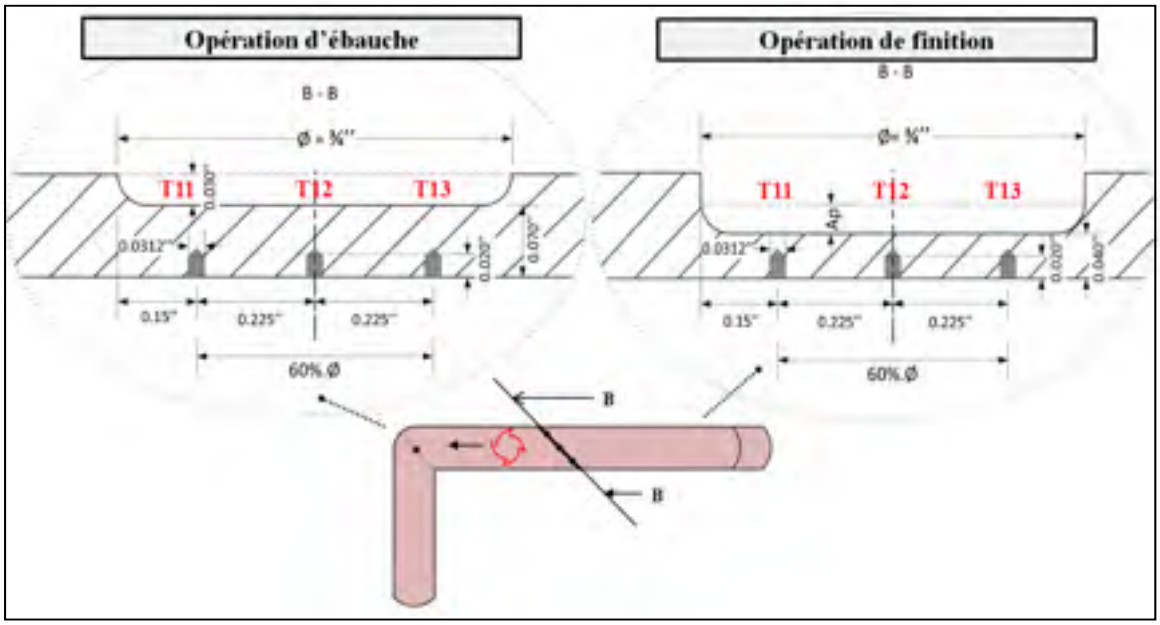


Figure 2.12 Position axiale des thermocouples lors de la passe de rainurage

En résumé, comme on peut le constater sur la figure 2.12 ci-dessous, le signal a été enregistré durant l'ébauche et la finition d'une rainure, ceci pour une même disposition des thermocouples, donnant ainsi deux mesures distinctes.

2.5 Insertion des thermocouples - hypothèses sur le temps de réponse

Dans le cadre de l'usinage grande vitesse, les impulsions enregistrées sont très brèves, augmentant possiblement le décalage entre la température mesurée et le pic réel dans la matière. C'est pourquoi, il est important de s'assurer que le temps de réponse de la chaîne d'acquisition soit bien inférieur à 0.1 s (se référer à la section 2.6.2 pour quelques exemples d'acquisition).

Précisons que les délais provenant du module d'acquisition et de la connectique sont définitivement négligeable. Par contre, les éléments du montage d'instrumentation pouvant induire un délai de mesure sont les thermocouples eux-mêmes et le ciment thermique.

2.5.1 Temps de réponse du thermocouple type K utilisé

Pour atteindre un temps de réponse réduit, la jonction chaude doit acquérir la température de l'environnement dans lequel il est inséré, ceci le plus rapidement possible. Pour ce faire, la seule solution est de diminuer le volume de la jonction chaude au maximum de nos possibilités, expliquant ainsi l'utilisation de fil de 0.003''de diamètre (~0.08 mm). Par cette voie, la capacité d'absorption d'énergie thermique de la jonction est rendue presque négligeable (masse très faible), la montée en température est donc presque instantanée.

Mentionnons, pour prouver cette dernière hypothèse, le test d'évaluation du temps de réponse du système d'acquisition, constitué par le module Ni9213 et deux thermocouples type K-0.003'', par l'intermédiaire d'une eau bouillante. Le processus suivi pour ce test est le suivant :

- Un premier thermocouple est plongé dans l'eau en ébullition et confirme la température attendue, 99.5°C,
- Un deuxième thermocouple de 1 pied de long, avec la jonction chaude soudée, est projeté rapidement dans l'eau, à plusieurs reprises.

Les résultats obtenus, lors de la plongée du thermocouple dans l'eau bouillante, montrent que l'estimation de presque 100% de la variation de la température prend bien moins de 30ms. En effet, le temps de réponse à cette variation brusque de température est certainement bien inférieur à la valeur estimée ici, car la traversée de la vapeur précipite le début de l'acquisition de température. Par conséquent, ce temps de réponse rend notre système de mesure valide pour une instrumentation de l'usinage grande vitesse (UGV).
Toutefois, la vitesse d'avance devra être inférieure à 1000''/min, soit 0.83''/50ms (21.16 mm/50ms), pour éviter de traverser la surface trop rapidement, conduisant à une incapacité du système de mesure à rendre compte du pic de chaleur réel.

2.5.2 Interface entre l'aluminium 2024 et le ciment thermique

D'une manière générale, la jonction chaude est peu sensible aux perturbations provenant de l'ambiance extérieure (vibrations, bruit électromagnétique, etc.). Les deux points d'importances sont :

- S'assurer que la jonction, présentée sur la figure 2.13 soit en contact direct avec l'aluminium 2024, pour ainsi favoriser le transfert thermique par contact,
- Coincer la jonction entre le pourtour intérieur du trou et le ciment thermique. Ce dernier ayant pour rôle d'isoler la chaleur autour de la jonction (faible capacité thermique et conductibilité thermique de 11 btu-in/ft².hr.F, soit 1.59 W/m.c, typique d'un matériau isolant), en empêchant la diffusion thermique.

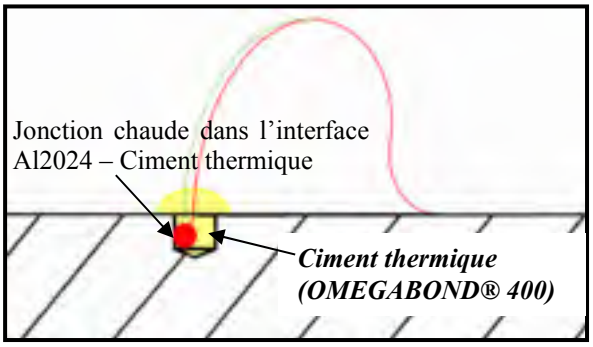


Figure 2.13 Représentation schématique de l'interface Al2024 - Ciment thermique

C'est pourquoi, le processus d'implantation des thermocouples dans la plaque est sensible et se décompose en trois étapes distinctives, à savoir :

- Perçage de la plaque à instrumenter à l'aide d'un forêt de 0.0312'' de diamètre (environ 0.8 mm), la profondeur de perçage est toujours de 0.020'' (environ ½ mm),
- Introduction de la jonction chaude, formant une sphère de diamètre comprise entre 0.008''- 0.020'' dans le trou percé. Immobilisation du thermocouple via un bout de ruban adhésif (comme illustré sur la photo de la figure 2.14 (b) ci-dessous),
- Remplissage du trou avec le ciment Omega OB-400, en évitant de piéger l'air.

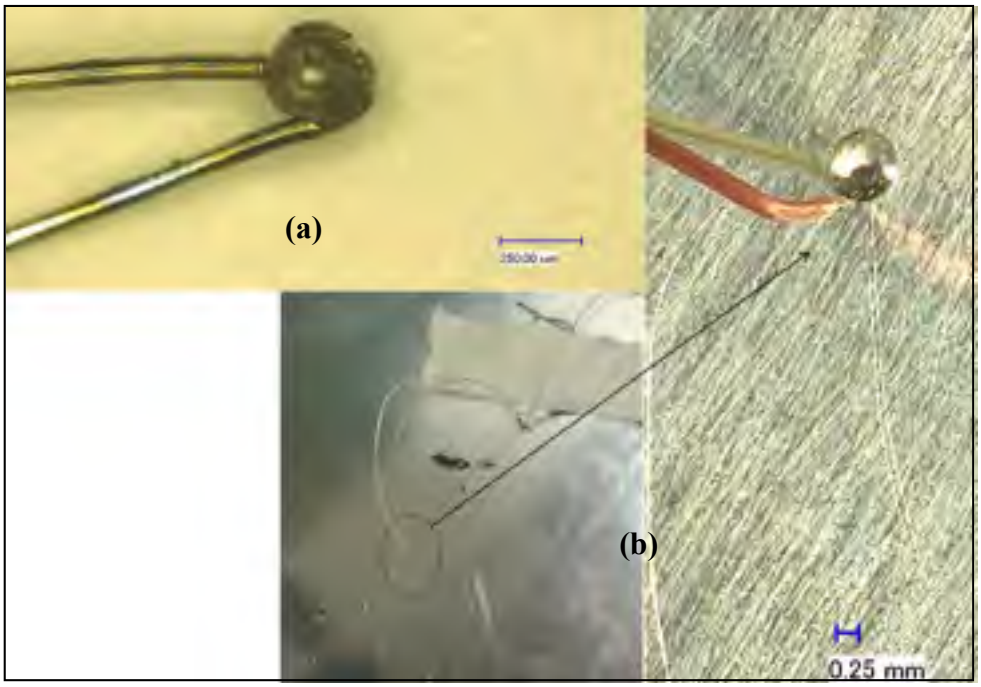


Figure 2.14 (a) Photo de la jonction chaude
(b) en position dans le trou percé

Malgré le soin apporté, des mesures ayant un caractère « aberrant » ont été identifiés lors de l'analyse des données. Ces dernières ne provenant pas de contacts entre les deux fils (un soin particulier a été apporté sur ce point), de même qu'il ne provient pas de l'incertitude de positionnement axiale de la jonction chaude, l'impact de ce dernier n'étant pas assez important en sous-couche (se référer à la section 3.5.4). L'hypothèse avancée pour expliquer ces mesures « aberrantes », indiquant des températures plus faible que celles attendues, est un

délai de réponse rallongé du thermocouple à cause du non contact entre le pourtour du trou et la jonction chaude. Dans ce dernier cas, si la distance entre la surface d'aluminium et la jonction chaude est supérieure à environ 0.015'' le ciment thermique assurera moins bien son rôle de transmission de la chaleur au thermocouple, mais aura un caractère un peu plus isolant. Le résultat prévisible sera un écart de température, entre deux essais de répétabilité, pouvant aller jusqu'à plus de 5°C, le phénomène mesuré ne dépassant pas ½ s.

2.6 Présentation de quelques acquisitions de mesure

2.6.1 Phénomène thermique évalué lors de la passe de l'outil de coupe

Comme développé dans la revue de littérature, le fraisage est caractérisé par des coupes circulaires intermittentes.
La température locale mesurée en position stationnaire sera conditionnée par différents facteurs de coupe, à savoir :

- La forme prise par l'arc de matière coupée, conditionnée par l'avance par dent et le diamètre de l'outil,
- La vitesse à laquelle cette matière est enlevée, conditionnée par la fréquence de rotation de la broche,
- Le nombre de coupes par tour, conditionnée par le nombre de dents.

Autrement dit, dans le cadre de cette étude, la variance de température mesurée est reliée à la vitesse d'avance de l'outil. Ce dernier facteur dépend de l'épaisseur du copeau et de la vitesse à laquelle la matière est coupée.

2.6.2 Réponse impulsionnelle de la température

À titre d'exemple, trois acquisitions sont présentées sur la figure 2.15. Suite aux traitements des enregistrements, les relevés thermiques présentent des brèves impulsions provenant de la force électromotrice (f.é.m) des thermocouples. Les températures maximales ainsi relevées correspondent aux pics des signaux enregistrés, lors des différentes conditions de coupe.

Les lectures des signaux issus des thermocouples sont matérialisées par des marqueurs circulaires répartis sur la courbe et espacées de 10 ms chacune. Ainsi, pour une avance d'outil de 96''/min (2.44 m/min), la montée en température dure environ 0.3s et la chaleur a plus de temps pour s'accumuler (exemple, T12 sur la figure 2.15 (c)). Par opposition, la montée en température pour une avance rectiligne de 768''/min (19.5 m/min) est inférieure à 0.2s, ce qui est décrit par moins de 20 points de lecture (exemple, T13 sur la figure 2.15 (b)).

D'une manière générale, la montée en température est très brève, contrairement au refroidissement qui est beaucoup plus long. En effet, comme les autres métaux en général, l'aluminium a une inertie thermique. Par conséquent, le refroidissement par convection naturelle prend plusieurs seconds.

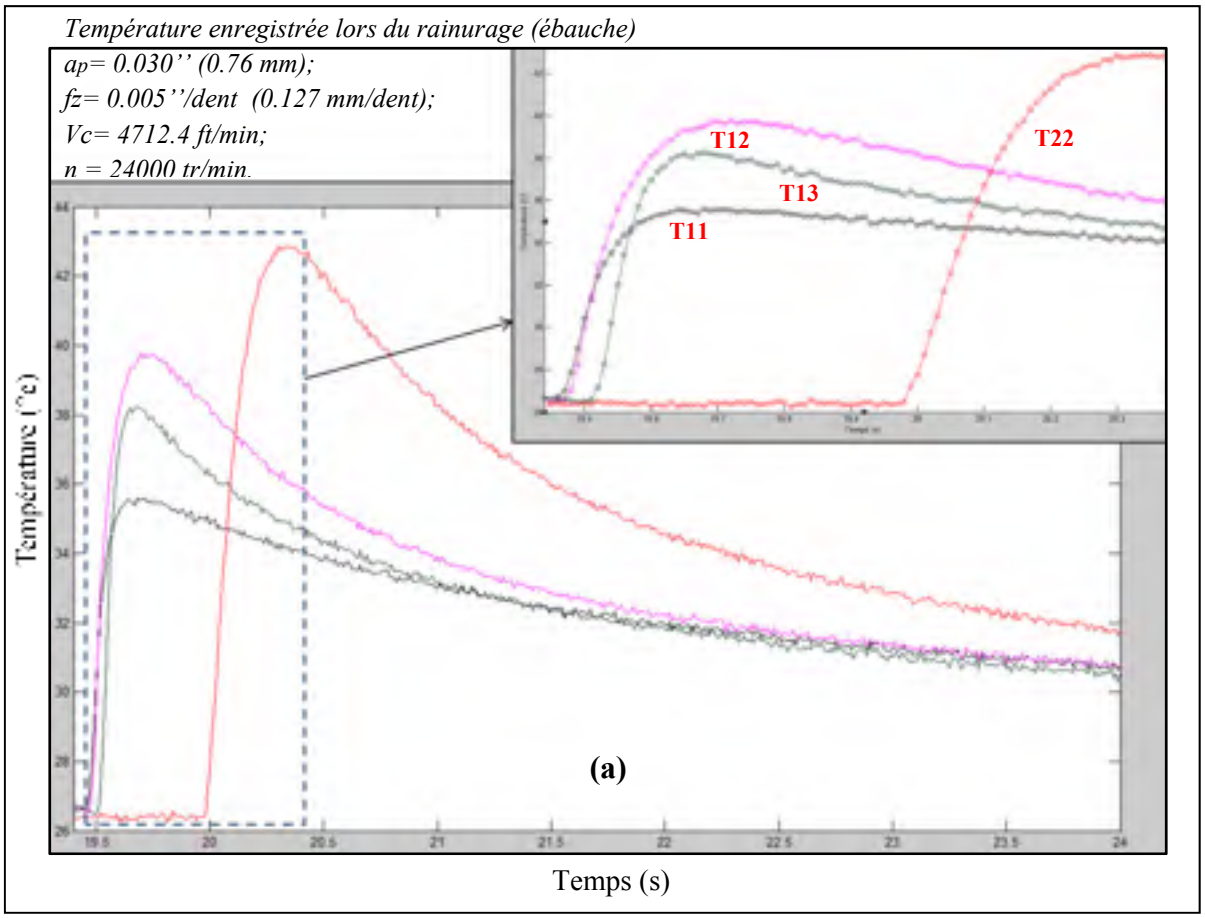
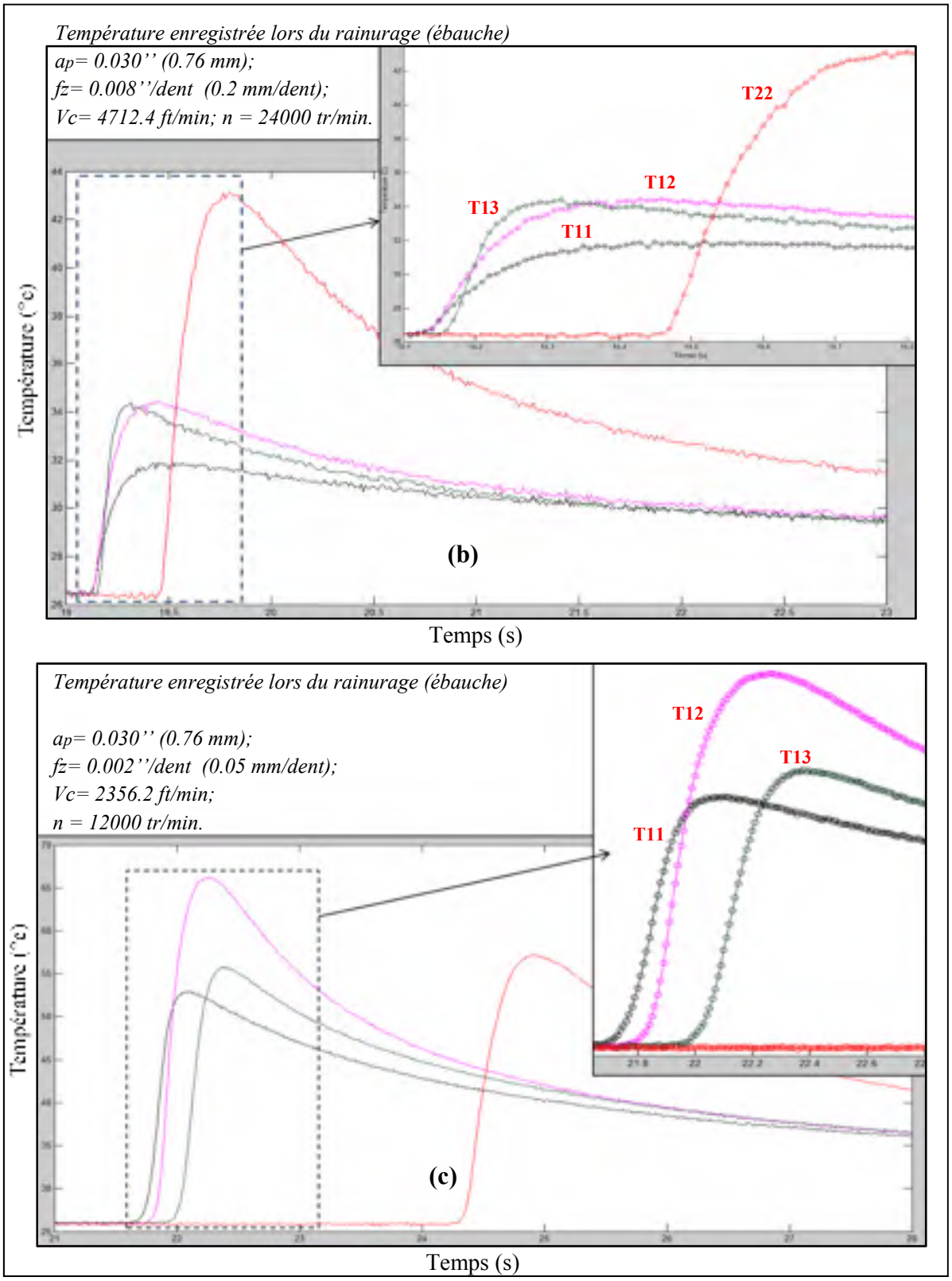


Figure 2.15 Évolution de la température pendant le temps d'acquisition pour **(a)**, **(b)** une vitesse de rotation de la broche de 24000 tr/min et **(c)** 12000 tr/min

Figure 2.15 (suite)



CHAPITRE 3

TEMPÉRATURES MESURÉES DANS LES REVÊTEMENTS SOUS DIFFÉRENTES CONDITIONS DE COUPE

3.1 Plan d'expériences et variance des facteurs contrôlés

Comme précisé dans la section 2.1.3, dans ce présent chapitre, une étude de l'influence des paramètres de coupe sur la température interne a été menée pour rendre compte de l'étendue des valeurs thermiques existant lors des différentes séquences/conditions d'usinage des poches. Ceci afin de s'assurer que les points chauds d'usinage ne produisent pas de « soft spot » métallurgique sous des conditions variables de coupe, et, par conséquent, de montrer la capacité du procédé à préserver l'intégrité de la sous-couche de la plaque usinée.

Ainsi, pour analyser les effets induits par les paramètres de coupe sur la température, des plans d'expériences ont été définis. Dans le cadre de cette étude, deux plans d'expériences sont à distinguer, à savoir :

- Un plan d'expériences complet, constitué de deux facteurs à trois modalités chacun, qui est défini pour l'opération d'ébauche. Cette dernière opération étant reliée aux tests de rainurage et contournage conçus (expérimentations décrites à la section 2.4.1).

  Le déroulement de ce plan complet, similaire pour les tests d'ébauche du rainurage et contournage, est détaillé sur la figure 3.1 et dans les tableaux 3-1 et 3-2,
- Un plan d'expériences réduit, basé sur un Taguchi L9 (3^4) de trois facteurs à trois modalités chacun, est défini pour l'opération de finition. Cette dernière opération étant reliée aux tests de rainurage conçus (expérimentation décrite section 2.4.3.2).

  Le déroulement de ce plan réduit est lui détaillé dans le tableau 3-4.

En pratique, c'est l'épaisseur de la paroi restante en sous-couche qui distingue surtout les deux plans d'expériences cités plus haut, et par conséquent la distance séparant les

thermocouples de la surface usinée. Les niveaux des facteurs sont détaillés dans les tableaux 3-1, 3-2 pour l'ébauche et 3-4 pour la finition.

Par ailleurs, toujours concernant les niveaux des facteurs, l'enjeu principal ici est de couvrir un « carré de sable » large, permettant ainsi d'accéder à de bonnes observations.

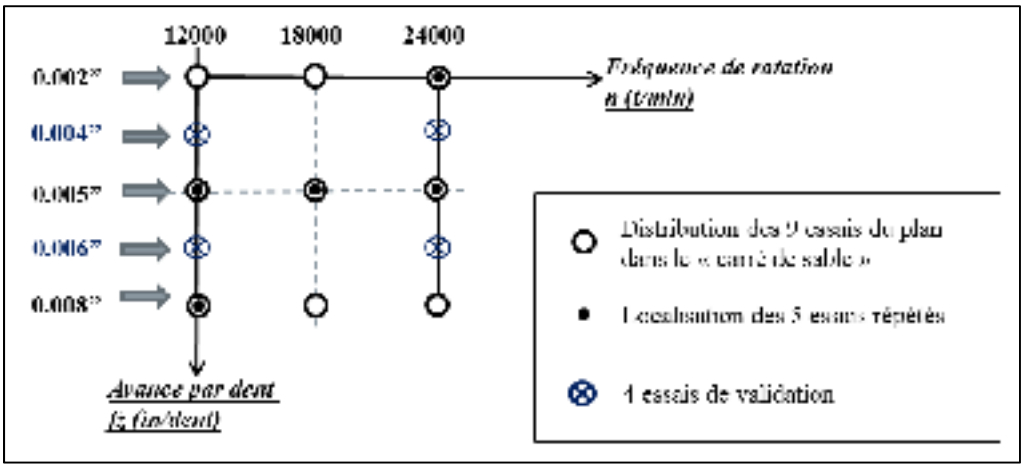


Figure 3.1 Distribution des essais dans le « carré de sable » choisi

3.2 Présentation des températures mesurées en sous-couche lors de l'usinage

3.2.1 Résultats issus des expériences de rainurage

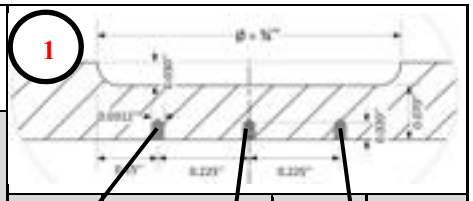
La séquence d'essais suivie pour étudier l'échauffement généré par des conditions de rainurage variables est présentée dans le tableau 3.1 ci-dessous.

Tel qu'observé sur la figure 3.2, on constate une légère baisse des résultats de mesure entre les profils de température associés à une rotation de la broche de 12000 t/min et ceux associés à une rotation de 24000 t/min.

À noter que pour tous les essais, il n'y a pas d'angle d'inclinaison de l'outil, l'axe est toujours perpendiculaire à la surface de la tôle et la stratégie d'avance est toujours en avalant.

Tableau 3-1 Présentation des facteurs et des résultats des mesures pour le rainurage

- Engagement radial total de l'outil = 0,75'', en avalant,
- Profondeur de coupe = 0,030'',
- Nombre de dents de l'outil Z = 4.



Essai	Avance par dent fz (in/dent)		Fréquence de rotation n (t/min)		Vitesse de coupe Vc (ft/min)	Avance f (in/min)	T11 (° c)	T12** (° c)		T13 (° c)	T22 (° c)
	Niveaux des facteurs				Calculs basés sur fz, n et Z		Températures maximales mesurées				
1	*1*	0.002''	*1*	12000	2356,2 (718,2 m/min)	96	52,98	66,22	*63,63*	55,86	57,24
*2**		0.004''		12000		192	42,95	48,27	*46,97*	45,99	50,06
3	*2*	0.005''	*1*	12000		240	41,95	42,16	*43,54*	42,54	46,32
3bis	*2*	0.005''	*1*	12000		240	41,56	43,78	*43,54*	41,18	44,29
*4**		0.006''		12000		288	44,56	37,88	*41,17*	40.85	46,45
5	*3*	0.008''	*1*	12000		384	37,22	40,9	*40,43*	39,3	41,35
5bis	*3*	0.008''	*1*	12000		384	38,2	38,54	*40,43*	36,85	43,36
6	*1*	0.002''	*2*	18000	3534,3 (1077,2 m/min)	144	49,57	54,43	*56,57*	55,46	58,59
7	*2*	0.005''	*2*	18000		360	36,92	37,23	*39,21*	38,20	44,03
7bis	*2*	0.005''	*2*	18000		360	35,36	37,43	*39,21*	38,07	43,42
8	*3*	0.008''	*2*	18000		576	37,22	44,74	*38,83*	38,24	41,46
9	*1*	0.002''	*3*	24000	4712,4 (1436,3 m/min)	192	46,07	52,53	*51,17*	49,14	48,66
9bis	*1*	0.002''	*3*	24000		192	43,52	49,39	*51,17*	52,79	48,11
*10**		0.004''		24000		384	39,99	43,4	*38,60*	36,73	45,48
11	*2*	0.005''	*3*	24000		480	35,58	39,76	*36,54*	38,23	42,85
11bis	*2*	0.005''	*3*	24000		480	32,85	38,24	*36,54*	38,28	39,57
*12**		0.006''		24000		576	33,39	35,41	*35,53*	35,59	40,32
13	*3*	0.008''	*3*	24000		768	31,92	34,43	*38,89*	34,40	43,10

* Tests additionnels pour valider la régression (voir section 3.7.2),

** La colonne de gauche regroupe les mesures effectuées et la seconde, celle de droite, fournit les prévisions de température en se basant sur une équation empirique (voir section 3.7.2 également).

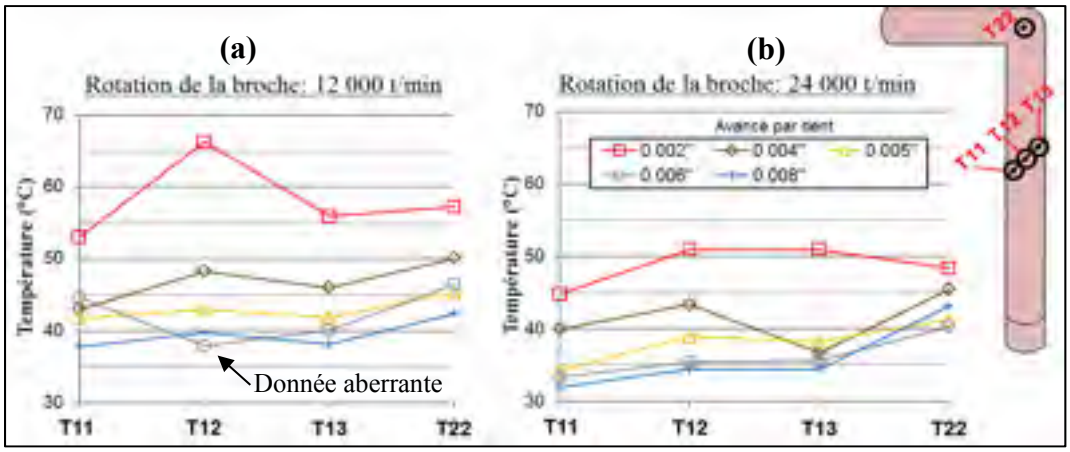


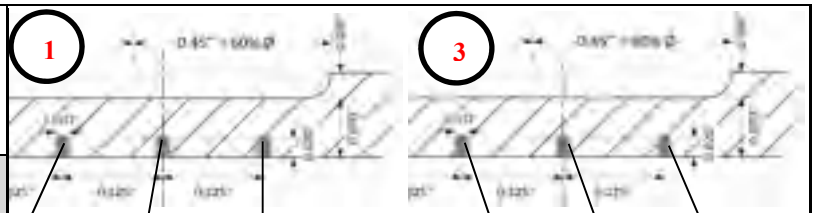
Figure 3.2 Présentation graphique des résultats de rainurage pour une fréquence de rotation de la broche de **(a)** 12000 t/min et **(b)** 24000 t/min

3.2.2 Résultats issus des passes de contournage

La séquence d'essais suivie est identique à celle utilisée pour le rainurage. La différence concerne l'engagement radial de l'outil, qui a été réduit à 60% du diamètre de l'outil et le nombre de thermocouples utilisés.

Tableau 3-2 Présentation des facteurs et des résultats des mesures pour le contournage

- Engagement ae= 0,45'',
- Profondeur ap= 0,030'',
- Nombre de dents Z= 4.



Essai	Feed rate fz (in/dent)		Spindle speed n (t/min)		T11 (° c)	T12 (° c)	T13 (° c)	T22 (° c)	T31 (° c)	T32 (° c)	T33 (° c)
	Niveaux des facteurs				Températures locales maximales mesurées lors des passes de contournage						
1	*1*	0.002''	*1*	12000	39,58	52,38	48,51	57,2	41,85	43,84	51,78
*2**		0.004''		12000	32,49	43,07	42,42	42,34	35,06	40,93	43,12
3	*2*	0.005''	*1*	12000	32,39	39,05	38,15	42,04	34,23	39,97	36,29
3bis	*2*	0.005''	*1*	12000	32,2	37,93	34,05	41,2	32,4	39,74	34,94
*4**		0.006''		12000	30,26	35,27	36,02	35,54	31,36	38,52	38,36
5	*3*	0.008''	*1*	12000	29,75	34,08	35,46	36,41	31,22	35,68	32,54
5bis	*3*	0.008''	*1*	12000	31,06	36,01	35,65	37,66	30,94	36,46	35,4
6	*1*	0.002''	*2*	18000	39,01	48,1	50,44	49,3	33,86	36,79	42,46
7	*2*	0.005''	*2*	18000	31,46	37,53	38,2	39,39	31,41	36,65	35,59
7bis	*2*	0.005''	*2*	18000	35,37	38,11	36,6	45,34	35,62	40,57	39,43
8	*3*	0.008''	*2*	18000	31,69	35,16	35,15	43,67	31,88	35,19	34,56
9	*1*	0.002''	*3*	24000	38,98	45,08	45,34	47,12	40,21	48,5	46,85
9bis	*1*	0.002''	*3*	24000	37,32	46,02	46,09	51,33	40,45	50,86	48,21
*10**		0.004''		24000	32,72	40,01	39,24	41,83	34,86	39,43	37,02
11	*2*	0.005''	*3*	24000	32,16	35,68	35,14	42,9	32,47	37,04	34,14
11bis	*2*	0.005''	*3*	24000	31,47	35,06	33,68	44,55	32,22	36,6	35,83
*12**		0.006''		24000	30,12	33,77	32,97	43,28	31,81	34,22	32,74
13	*3*	0.008''	*3*	24000	29,32	32,92	32,67	40,04	30,06	33,74	32,7

* Tests additionnels pour valider la régression (voir section 3.7.2),

Tel qu'illustré sur le graphique de la figure 3.3, l'écart de température devient significatif entre le trio T11, T12, T13 et T22 lorsque l'avance par dent est supérieur 0.004''. Ce fait souligne simplement que durant l'interpolation linéaire l'avance par dent est graduellement réduite, ceci afin de procéder au changement de direction. C'est à ces grandes vitesses d'avance que l'on observe un écart de température important entre la température atteint sous

la passe rectiligne et celle sous l'interpolation, la chaleur ayant plus de temps pour s'accumuler lors de la décélération causée par l'interpolation (illustration figure 2.15).

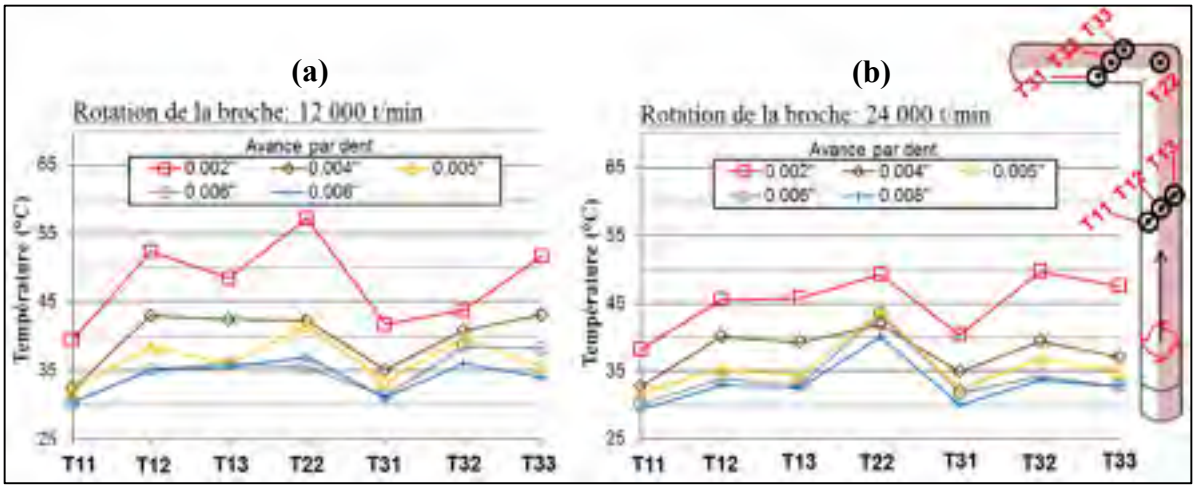


Figure 3.3 Présentation graphique des résultats de contournage pour une fréquence de rotation de la broche de **(a)** 12000 t/min et **(b)** de 24000 t/min

3.3 Présentation de la méthode graphique utilisée pour les comparaisons

Les mesures étant nombreuses, un traitement graphique spécifique a été conçu pour pouvoir apprécier les écarts de température entre les différentes mesures locales, prises essai par essai. Ainsi, à partir de l'exemple de la figure 3.4 tirée du plan d'expériences de la section 3.5.3, le graphique de comparaison des mesures se présente de la manière suivante :

- Tout d'abord, on reporte sur l'axe des abscisses et des ordonnées les températures T12 mesurées pour tous les essais. On obtient ainsi une droite à 45° « de référence »,
- Autour de cette droite des températures T12 vs T12, on augmente les températures de T12 reportées sur l'axe des ordonnées de +10% et de -10%, ceci afin de créer un intervalle qui facilitera l'appréciation des écarts,
- Par la suite, comme illustré sur la figure 3.4 (b), à partir de la séquence des essais, pour chacune des températures T12 notées sur l'axe des abscisses on reporte sur les ordonnées la température mesurée en T11. Les écarts de température se matérialisent par la distance, sur l'axe vertical, entre la droite et le point considéré (figure 3.4 (c)).

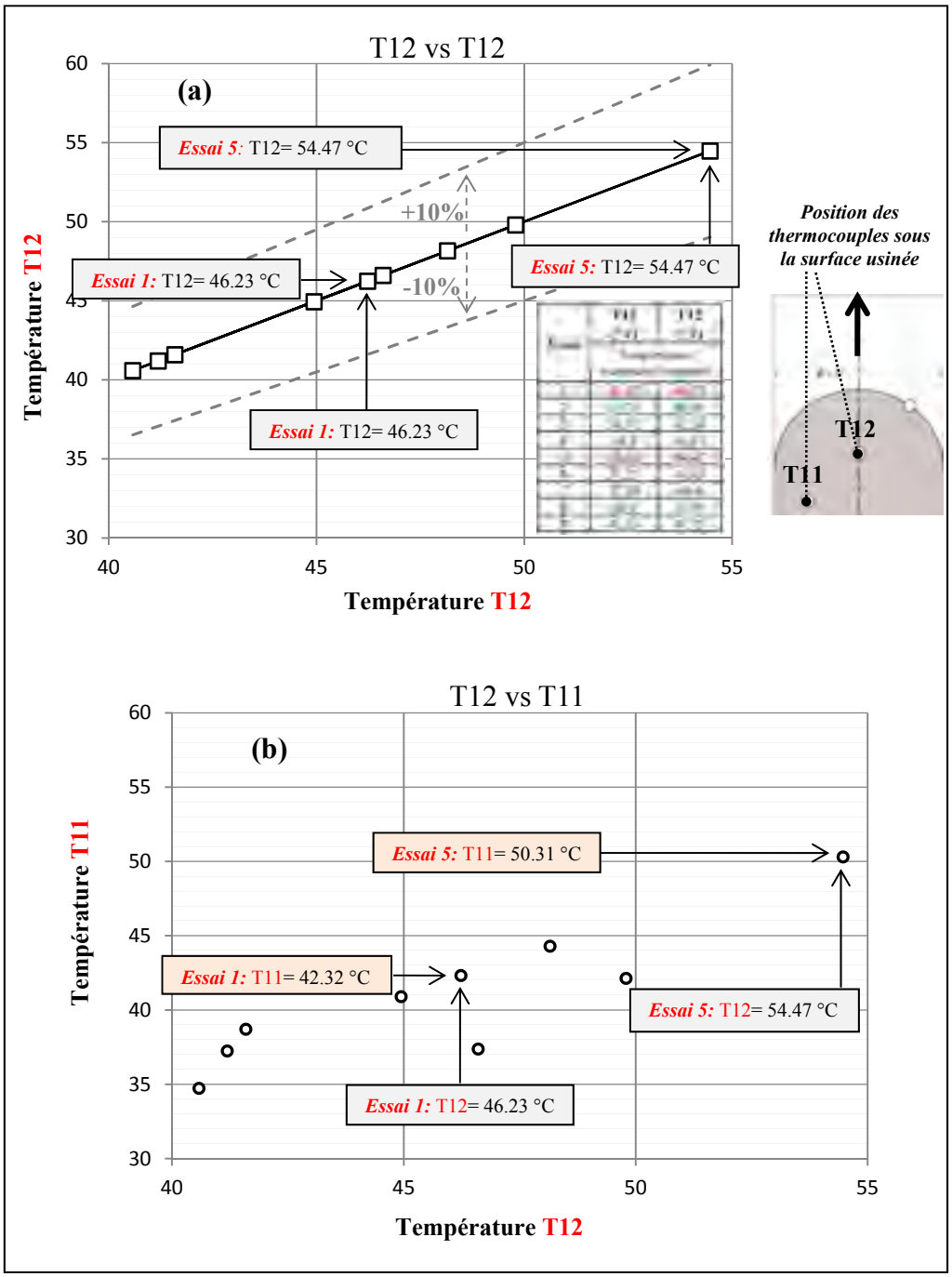
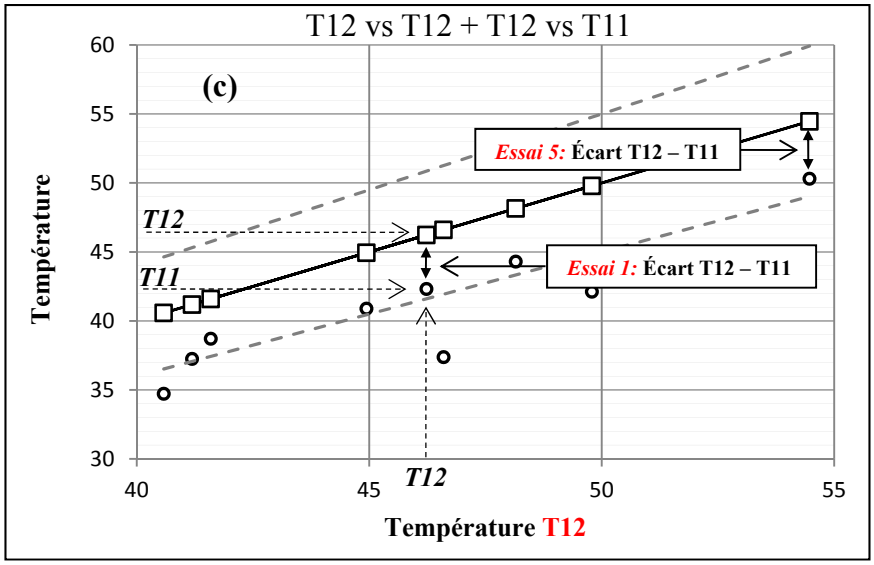


Figure 3.4 (a) La droite de référence T12 vs T12 et **(b)** T12 vs T11 constituant **(c)** la méthode graphique utilisée pour les comparaisons

Figure 3.4 (suite)



3.4 Variabilité de mesure – répétabilité du dispositif d'instrumentation

3.4.1 Répétition de l'expérience d'usinage

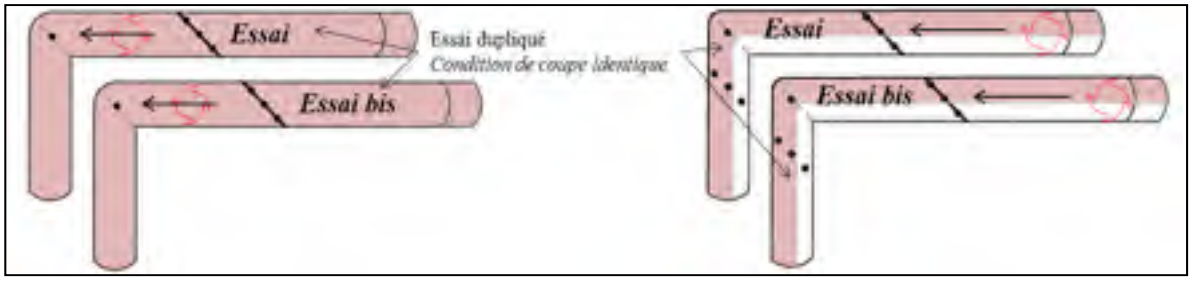


Figure 3.5 Essai dupliqué pour estimer la répétabilité

Tel que schématisé sur la figure 3.5 ci-dessus, des expériences ont été dupliquées afin d'évaluer la précision du dispositif de mesure.

En se basant sur les répétabilités d'expériences de rainurage indiquées dans le tableau 3.1, on note un écart maximum de température de 3.65°C. L'écart-type obtenu pour l'ensemble des points de mesure dupliqués, soit cinq répétitions à quatre mesures locales chacune (vingt mesures au total), s'élève à σ=1.86 °C.

De la même manière, en se référant au tableau 3.2, présentant les résultats des passes de contournage, l'écart de température maximal s'élève à 5.95°C entre les expériences dupliquées (observation faite lors de l'interpolation linéaire).
Plus précisément, sur les trente-cinq points de mesure (cinq expériences à sept thermocouples), quatre sont supérieures à 4°C. L'écart-type ainsi obtenu pour l'ensemble des points de mesure répétés donne σ=2.16 °C.

Suite à ces essais de répétabilité, qui ont été répartis sur presque l'ensemble du « carré de sable » d'investigation, on constate une faible erreur type provenant de l'incertitude de mesure. Cette bonne précision est cruciale pour distinguer l'influence des différents facteurs contrôlés sur la variation des températures détectées.

3.4.2 Répétition des points de mesure pour une même passe d'usinage

Toujours dans le cadre des répétabilités visant à valider le bon potentiel d'investigation offert par ce système d'instrumentation, une évaluation supplémentaire, consistant à répéter les points de mesure pour une même expérience, a été réalisée.
Ainsi, comme illustré sur la figure 3.6, des positions de mesure ont été multipliées pour les expérimentations de contournage, se traduisant par des ajouts de thermocouple le long de la trajectoire d'usinage.

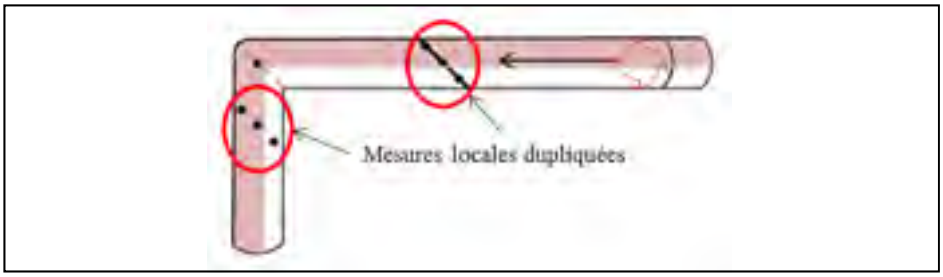


Figure 3.6 Multiplication des points de mesures pour une même passe

L'objectif de l'implantation des thermocouples supplémentaires après l'usinage du coin (« corner milling ») est double, à savoir :

- S'assurer que la chaleur accumulée lors de l'usinage du coin se diffuse rapidement dans l'aluminium,
- Le cas échéant, si la chaleur accumulée s'est effectivement dissipée, s'assurer que les températures présentes soient équivalentes à celles des passes rectilignes précédentes.

Ainsi, tel que dégagé sur les graphiques de comparaison des températures de la figure 3.7, les écarts mesurés sont faibles et quasi toujours compris dans l'intervalle +/- 10%. Autrement dit, pour chacun des essais, les écarts des mesures successives donnent les résultats suivants :

- Entre T31 et T11, les écarts calculés successivement pour chacun des essais sont quasi toujours inférieures à 10% de la température mesurée en T11 qui leur est associée. Il existe toutefois une exception, considérée comme « donnée aberrante »,
- Entre T32 et T12, à l'exception de deux données considérées « aberrantes », tous les écarts sont compris à l'intérieur de l'intervalle +/- 10%,
- Enfin, entre T33 et T13, à l'exception d'une donnée « aberrante », tous les écarts sont aussi inclus dans l'intervalle +/- 10%.

En résumé, si on regroupe toutes les données calculées plus haut, à l'exception des quatre « données aberrantes » (c'est-à-dire, l'ensemble des écarts T31-T11, T32-T12 et T33-T13, soit cinquante données sur un total de cinquante-quatre données), on obtient un écart-type sur la dispersion de 1,64 °C, avec une étendue allant de -4.84°C à 2.92°C (*A noter aussi que trois des quatre données, considérées comme « aberrantes », proviennent de l'essai #8)*.

Pour finir, si on applique le test de normalité d'Anderson-Darling (à l'aide de Minitab®) sur les cinquante données, on calcule un A-carrée de 0.24 (soit un P-value de 0.766). On conclut donc de cette observation que les mesures entre les thermocouples du chenal 3 et 1 sont très proches, avec des écarts qui tendent vers environ 1°C. La dispersion observée sur les écarts provient des incertitudes de mesures.

Notons par ailleurs, comme expliqué section 2.5.2, concernant les quatre données « aberrantes », qu'elles sont probablement issues d'un temps de réponse rallongé.

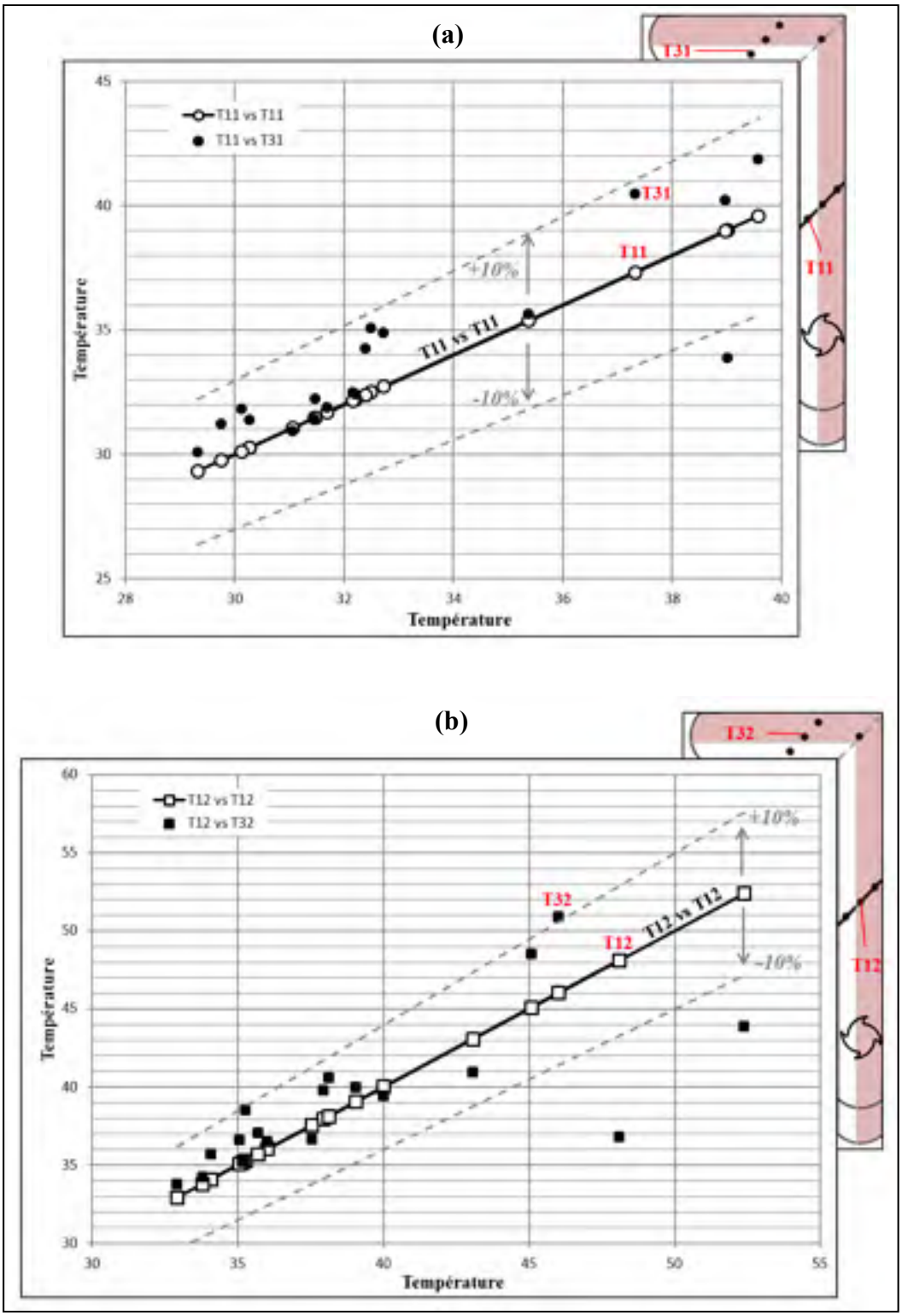
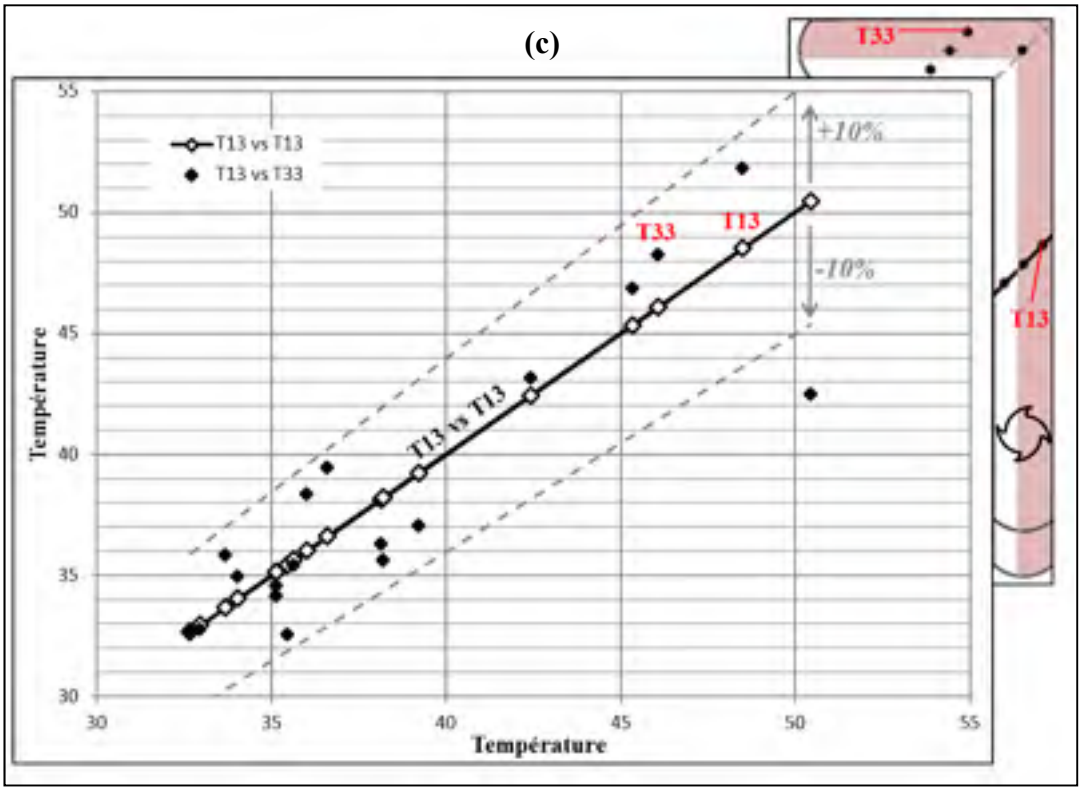


Figure 3.7 Comparaisons des températures mesurées **(a)** entre T11et T31, **(b)** T12 et T32 et **(c)** T13 et T33 lors des contournages

Figure 3.7 (suite)



Comme conclu lors de la section précédente, le faible niveau de l'erreur d'incertitude constatée confirme que le système de mesure délivrera des indications pouvant dégager des tendances claires et significatives. En effet, l'influence des paramètres process est détectable si, et seulement si, la variance de température induite est supérieurs à l'écart-type résiduel d'incertitude (à titre indicatif, la différence de réponse moyenne détectable sans répéter le plan, pour un Taguchi L9, donne ici 6° C avec un σ=1.5 °C).

3.5 Distribution des températures transversales à l'avance rectiligne de l'outil

Dans cette présente section, on s'intéresse exclusivement aux trois premiers thermocouples situés au milieu de la trajectoire rectiligne de la fraise (T11, T12 et T13), dans le chenal n°1. Cette disposition des thermocouples donne une image de la distribution thermique transversale à la trajectoire de la fraise (voir section 2.4 pour plus de détails).

3.5.1 Cas de l'arc d'engagement partiel – Passe de contournage

En se basant sur le graphique des comparaisons des données thermiques issues des thermocouples T11, T12 et T13 de la figure 3.8, on observe des températures locales pratiquement identiques pour les points de mesures T12 et T13. En d'autres mots, durant les passes de contournages à 60% d'engagement radial de l'outil, la quasi-totalité des écarts de température, successive au déroulement des expériences, sont très inférieurs à 10% du niveau mesuré au centre du demi-cercle, T12.

En opposition à cette presque-égalité des températures issues de T12 et T13, celles provenant de T11 (surface hors de la zone de coupe) diminuent nettement par rapport aux températures mesurées sur la ligne médiane T12 (se référer à la même figure 3.8). En passant de T12 à T11, pour chacun des essais considérés, une diminution de 10% de la température est associée.
De plus, en se référant au tableau 3-3 ci-dessous, on constate que la différence entre l'ensemble des mesures prises à T11 et T12 est significative statistiquement (t-test réalisé sous Minitab®). Par conséquent, la zone en friction échauffe moins la matière en sous-couche que la zone de coupe voisine.

Tableau 3-3 t-test sur les mesures à T11 et T12 pour tous les essais du plan

	T11	T12
Comparaison des mesures locales provenant de la position T11 et T12		
Température moyenne - μ:	33,2	39,2
Standard deviation - σ:	3,35	5,54
t-test:	-3,93 avec dl = 27	P-value = 0.001

Il est important de noter l'absence d'arêtes rapportées sur les faces de coupe de l'outil. Dans cette configuration de coupe favorable, on limite donc les pressions axiales et la génération de chaleur provenant d'un facteur de bruit (in fine on réduit la part du facteur de « bruit » dans les analyses aussi).

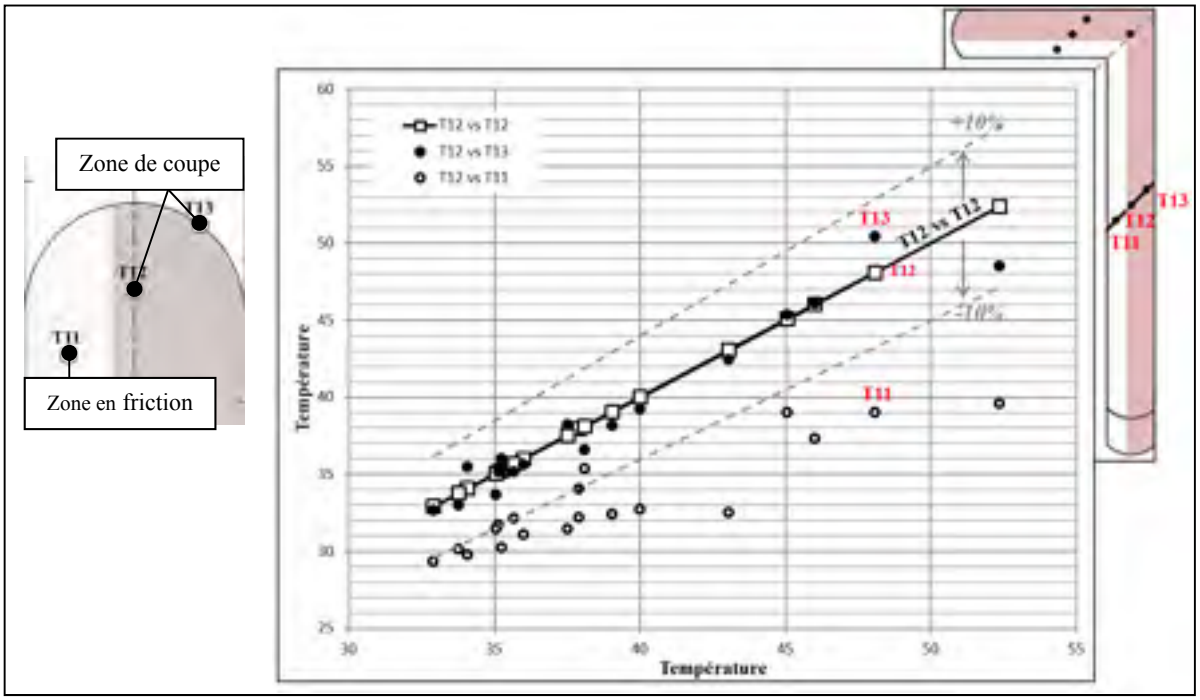


Figure 3.8 Comparaisons entre les températures locales T12 et T11, T13 lors des contournages

3.5.2 Cas de l'arc d'engagement total – Passe de rainurage

De la même manière que précédemment et comme illustré sur la figure 3.9, on observe des températures locales très proches pour les points de mesure T12 et T13, situés respectivement sur la ligne médiane et à droite de cette dernière. Effectivement, la quasi-totalité des écarts de température sont très inférieurs à 10% des niveaux mesurés à T12.

Par contre, une différence apparait entre les températures prises à T11 et T12. Les températures à gauche de la ligne médiane sont quasi toutes inférieures à celles mesurées en T12. Ainsi, on constate que cette tendance se dégage clairement, bien qu'en se référant au tableau 3.5 de la section suivante, la différence entre l'ensemble des mesures prises à T11 et à T12 ne soit pas statistiquement significative.

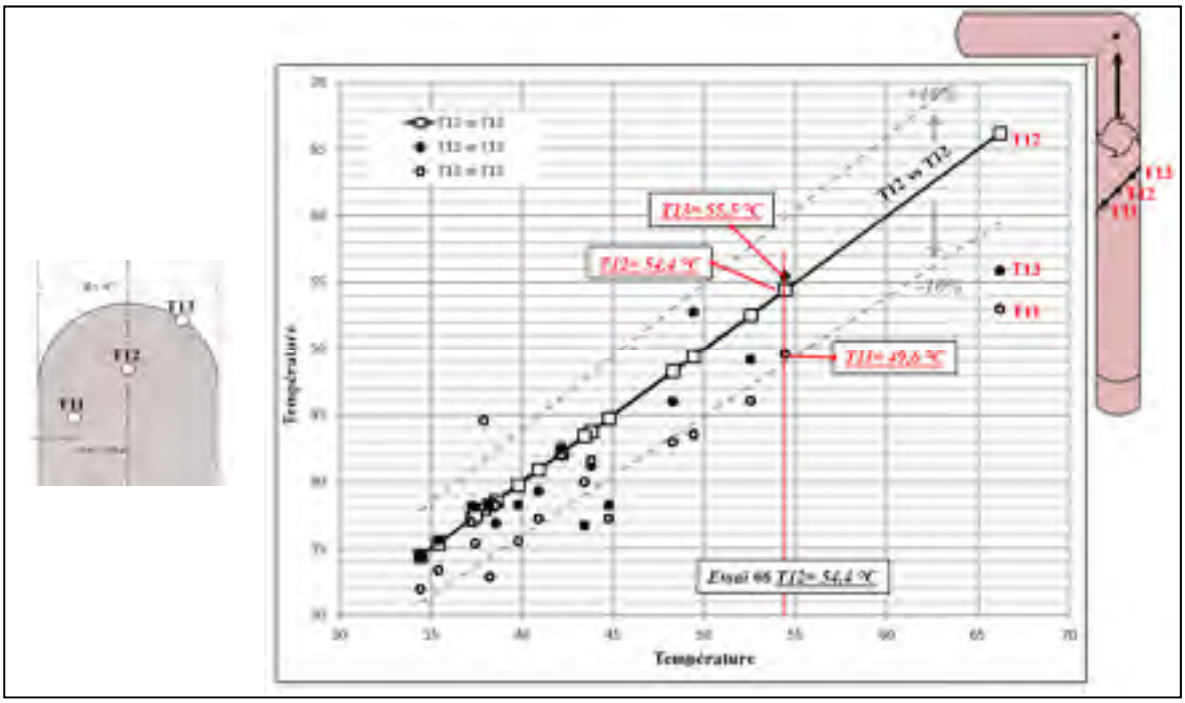


Figure 3.9 Comparaisons entre les températures locales T12 et T11, T13 lors des rainurages

C'est pourquoi, en lien avec cette dernière observation, une passe de finition réduisant l'épaisseur de matière restante a été réalisée sous un nouveau plan d'expériences.

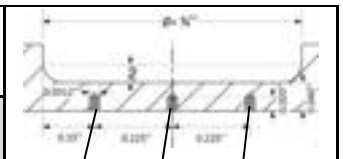
Le résultat attendu est une amplification des phénomènes thermiques transversaux à la trajectoire de l'outil, grâce notamment à la diminution de la capacité thermique globale de la plaque.

3.5.3 Identification d'une « bande chaude » sous la surface rainurée

Comme expliqué dans la section précédente, une opération de finition a été ajoutée pour quelques rainures, amplifiant ainsi la température en sous-couche et favorisant l'observation du gradient thermique. Cette approche vise à réduire la capacité thermique globale de la matière restante sous la surface usinée, sachant que l'effusivité de l'aluminium 2024 est très élevée.

Un plan d'expériences réduit basé sur un Taguchi L9 (3^4), utilisant seulement 3 facteurs à 3 modalités, a été suivi pour cette étape de finition. Les détails sont présentés dans le tableau 3.4 ci-dessous.

Tableau 3-4 Présentation des facteurs et des résultats de mesures

- Engagement radial total a_e = 0,75'', **- Nombre de dents Z= 4.**												
Essai	**Avance par dent fz (in/dent)**		**Fréquence de rotation n (t/min)**		**Profondeur de coupe ap (in)**		**Vitesse de coupe Vc (ft/min)**	**Avance f (in/min)**	**T11 (° c)**	**T12 (° c)**	**T13 (° c)**	**T22 (° c)**
	Niveaux des facteurs						**Calculs basés sur fz, n and Z**		**Températures maximales mesurées**			
1	*1*	**0,004''**	*1*	**12000**	*1*	**0,010''**	**2356,2**	**192**	**42,32**	**46,23**	**47,29**	**51,73**
2	*3*	**0,008''**	*2*	**18000**	*1*	**0,010''**	**3534,3**	**576**	**34,73**	**40,58**	**35,04**	**44,83**
3	*2*	**0,006''**	*3*	**24000**	*1*	**0,010''**	**4712,4**	**576**	**38,71**	**41,59**	**39,85**	**45,27**
4	*2*	**0,006''**	*1*	**12000**	*2*	**0,020''**	**2356,2**	**288**	**44,3**	**48,15**	**52,61**	**49,56**
5	*1*	**0,004''**	*2*	**18000**	*2*	**0,020''**	**3534,3**	**288**	**50,31**	**54,47**	**43,63**	**55,28**
6	*3*	**0,008''**	*3*	**24000**	*2*	**0,020''**	**4712,4**	**768**	**37,25**	**41,19**	**39,45**	**50,73**
7	*3*	**0,008''**	*1*	**12000**	*3*	**0,030''**	**2356,2**	**384**	**37,38**	**46,6**	**46,78**	**46,96**
8	*2*	**0,006''**	*2*	**18000**	*3*	**0,030''**	**3534,3**	**432**	**40,9**	**44,94**	**45,77**	**50,27**
9	*1*	**0,004''**	*3*	**24000**	*3*	**0,030''**	**4712,4**	**384**	**42,13**	**49,79**	**49,92**	**55,71**

Pour les neuf conditions de coupe, une diminution moyenne de la température de 10% est constatée lors du passage de T12 à T11 (à gauche de la ligne médiane de la passe).
Par conséquent, « une zone chaude » incluant des températures plus élevées a finalement été identifiée entre la ligne médiane et le bord latéral droit.

Cette nette diminution, tel que montré sur les deux graphiques de comparaisons de la figure 3.9 ci-dessous, est probablement due au délai nécessaire pour la dissipation de l'énergie via les effets thermiques.

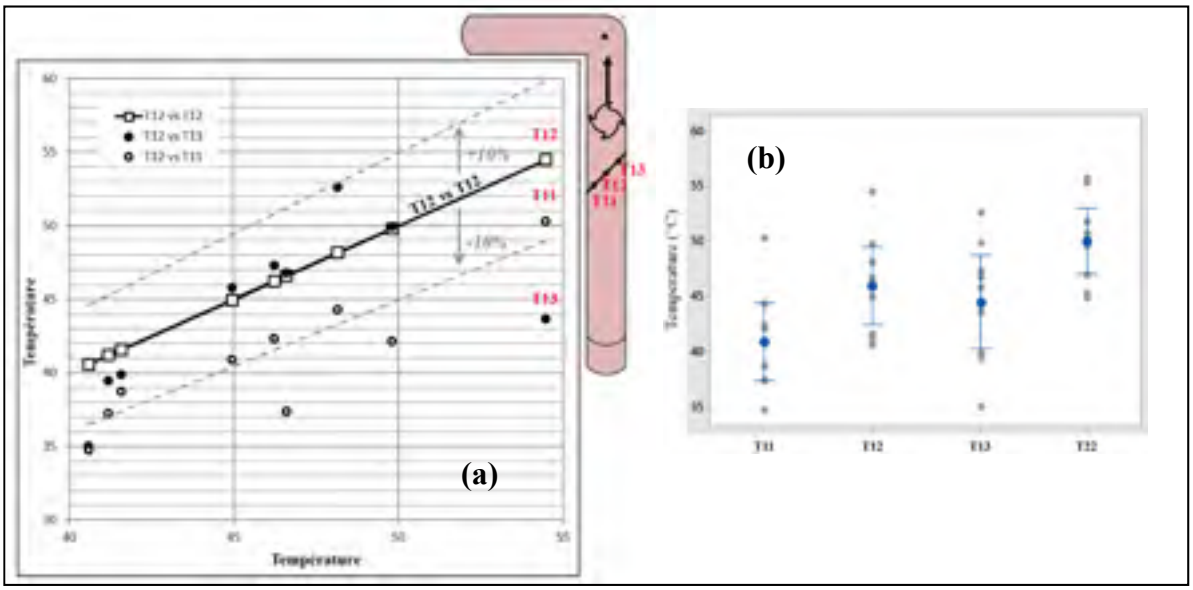


Figure 3.10 (a) et **(b)** Comparaisons entre les températures locales T12 et T11, T13 lors des finitions des rainurages

Ajoutons aussi, en se référant au tableau 3.5 ci-dessous, que les différences entre les températures locales mesurées à T11 et T12, prenant en compte tous les essais, sont significatives, pour une confiance de 95% (utilisation de Minitab®).

Tableau 3-5 t-test sur les mesures à T11 et T12 pour tous les essais du plan

	T11	T12
Comparaison des mesures locales provenant de la position T11 et T12 durant l'opération d'ébauche de rainurage		
Température moyenne - μ:	40,1	43,6
Standard deviation - σ:	5,81	8,07
t-test:	-1,49 avec dl = 30	P-value = 0.146
Comparaison des mesures locales provenant de la position T11 et T12 durant l'opération de finition des rainures		
Température moyenne - μ:	40,89	45,89
Standard deviation - σ:	4,64	4,53
t-test:	-2,34 avec dl = 15	P-value = 0.034

On constate aussi, dans le cadre des passes rectilignes, que les températures maximum se concentrent dans la région proche de la ligne médiane. C'est pourquoi pour la suite des comparaisons, la référence est toujours prise sur la ligne médiane.

3.5.4 Évolution de la température entre l'ébauche et la finition

En se basant sur deux conditions de rainurage identiques, une comparaison a été effectuée entre les températures mesurées lors de l'ébauche et de la finition. Les résultats offerts par le système de mesure montrent que l'amplification des températures internes est relativement limitée. En effet, à T12 l'écart maximum relevé est de 8°C, ce qui correspond à une hausse de 20.76% de la température constatée lors de l'ébauche.

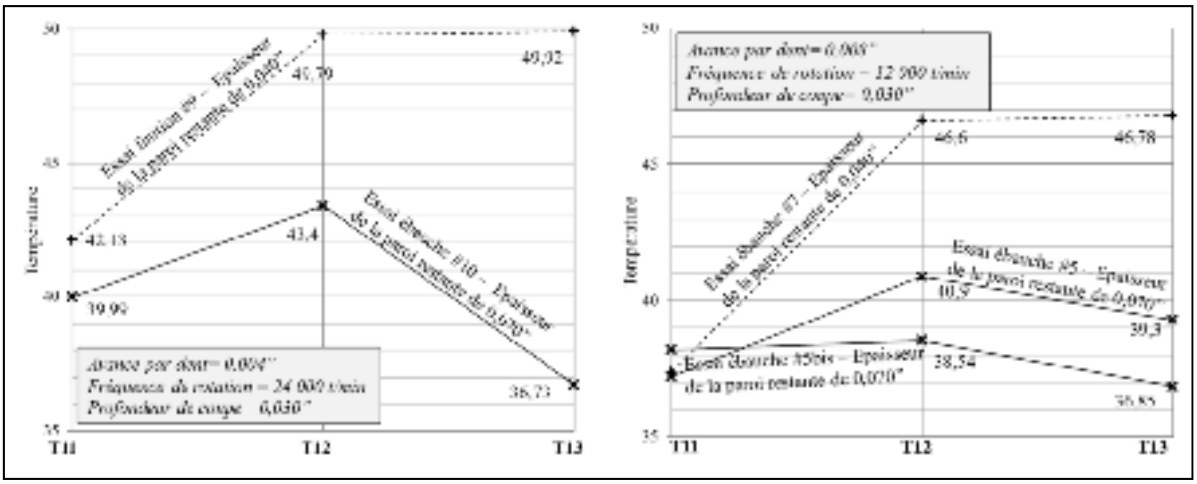


Figure 3.11 Chaleur générée lors de l'ébauche vs finition durant les rainurages

Ce type de résultat laisse présager de la présence de température dite « éclair », caractérisée par un fort gradient confiné dans un faible volume de matière en peau. Ce qui se traduit par des températures locales très élevées dans des petits volumes. Le faible niveau d'énergie associé à ce petit volume de matière ne permet pas de chauffer une zone plus étendue, surtout à cause de l'effusivité de l'aluminium. En effet, concernant l'usinabilité, la bonne aptitude de l'aluminium 2024 à subir des opérations d'usinage mécanique provient en grande partie de sa capacité de diffusion thermique, aidant ainsi à évacuer la chaleur générée.

3.6 Échauffements locaux et changement de trajectoire de fraisage

Suite au constat de la section précédente, à savoir que la température maximale est localisée dans une « bande chaude », située proche de la ligne médiane, à droite de cette dernière. On se limite, dans cette section, au traitement des mesures issues de la ligne médiane.
Cependant, les tendances observées pour T12 restent évidemment vraies pour les autres positions de mesure, si celles-ci étaient prises comme références pour les comparaisons.

3.6.1 Comparaison des températures internes entre le rainurage et le contournage

L'autre observation d'intérêt tirée de cette campagne d'essais, et illustrée sur la figure 3.12 ci-dessous, est l'écart de température existant lorsque l'engagement radial de l'outil varie. Plus précisément, lorsque le travail de coupe est accru, grâce à un engagement radial de l'outil dans la matière passant de 60% à 100%, l'élévation de la température associée est d'environ 10%.

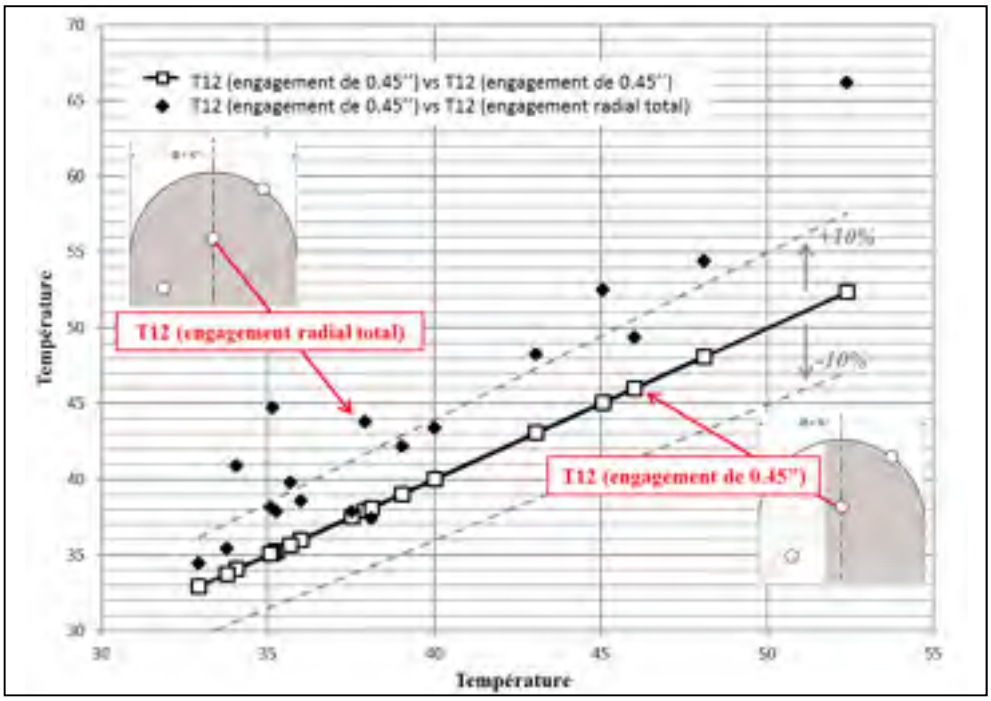


Figure 3.12 Comparaisons des températures mesurées à la ligne médiane, entre le rainurage et le contournage, sous les mêmes conditions de coupe

3.6.2 Interpolation linéaire pour l'usinage du coin

Concernant l'interpolation linéaire de changement de direction, une augmentation de la température dans la matière est relevée durant presque la totalité des essais de rainurage et contournage.

Cette augmentation de température provient d'une diminution progressive de l'épaisseur du copeau (reliée à l'avance par dent). Ce ralentissement, dans une même zone de matière restreinte, s'accompagne donc de plus de mouvement de coupe, favorisant l'accumulation d'énergie interne.

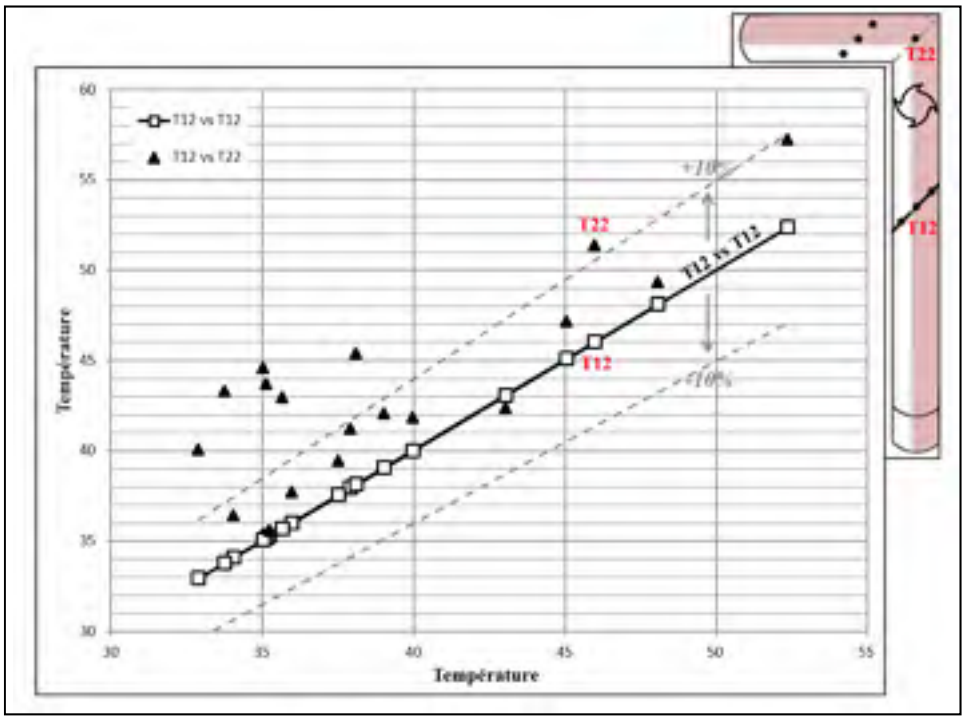


Figure 3.13 Comparaisons entre les températures locales T12 et T22 lors du contournage

En pratique, la température interne atteinte dans le coin peut être approximée par celle relevée lors d'une passe rectiligne avec une très faible avance par dent.

3.6.3 Échauffement dû à la plongée dans la matière pour l'usinage des poches

En plus des campagnes d'essais constituant ce mémoire, des mesures supplémentaires ont été réalisées lors des rainurages. Ces dernières mesures se sont focalisées exclusivement sur la plongée de l'outil (toujours en ramping dans notre étude). Les détails de ces acquisitions supplémentaires sont rapportés dans l'annexe 5.

Pour des conditions de coupe équivalentes, la température mesurée sur la ligne médiane, sous la zone de fin de ramping, atteint un pic de chaleur très élevée. Par suite, les températures mesurées pour le reste de la passe de rainurage sont quasi toujours inférieures à ce « point chaud » de fin de ramping. L'augmentation moyenne constatée dans la zone du ramping est d'environ 30% par rapport à T12, et ceci en prenant en compte tous les essais recensés dans l'annexe 5.

L'échauffement constaté n'est pas seulement provoqué par une variation de l'avance par dent mais surtout par la présence d'une pression axiale (avance par dent axiale). Ce dernier facteur existe, à ce niveau, seulement dans cette zone de plongée, induisant l'apparition possible d'un «soft spot ». La configuration tribologique ainsi obtenue génère plus de chaleur, ce qui s'accompagne de températures locales plus élevées sous l'outil en fin de ramping.

3.7 Analyses de la variance des températures et régressions

Les variabilités des facteurs contrôlés ont eu un impact significatif sur les températures internes mesurées. L'analyse des mesures ainsi relevées doit donc permettre de détecter et de distinguer les effets provenant des modifications de la physionomie de la coupe.

Suite au constat de la section 3.5, portant sur la localisation de la « bande chaude » proche de la ligne médiane, on se limite ici aux analyses des résultats provenant du thermocouple T12. Évidemment, les tendances observées pour T12 sont identiques à celles observées pour les autres positions de mesure.

3.7.1 Analyses de la variance mesurée à la ligne médiane lors des rainurages

En se basant sur le plan d'expériences relié à l'opération d'ébauche de rainurage (se référer au tableau 3.1), une analyse sur la variance de la température a été effectuée.
L'objectif de cette analyse est de quantifier la contribution de la variance des facteurs sur la variation de la réponse mesurée, et aussi de détecter une interaction entre ces facteurs.
Dans notre cas, ceci se traduit par l'influence de l'avance par dent et de la vitesse de coupe sur la variance de température interne. Cette dernière, mesurée en position stationnaire, est conditionnée par :

- La forme prise par la matière coupée, conditionnée par l'avance par dent,
- La vitesse à laquelle cette dernière est enlevée, conditionnée par fréquence de rotation de la broche.

On conclut du tableau 3.6 ci-dessous, présentant l'ANOVA de T12 des expériences d'ébauche des rainurages (les quatre expériences de validation exclues), que les effets principaux sont significatifs, au seuil de 5% de risque. Ce résultat vaut aussi bien pour le contournage que le rainurage.
L'avance par dent est le principal facteur d'influence. Par ailleurs, bien que l'interaction soit significative statistiquement, elle est « négligeable » relativement à l'influence de l'avance par dent.

Tableau 3-6 ANOVA des expériences de rainurage pour 95% de confiance

Source de la variance	*Somme des carrées des écarts*	*dl*	*Variance*	*f-test*	*P-value*
Avance par dent	800,75	2	400,38	***196,22***	***0,000***
Fréquence de rotation	150,31	2	75,16	***36,83***	***0,001***
Avance d. * F. de rot.	127,29	4	31,82	***15,6***	***0.005***
Résidu	10,20	5	***2,04***		
Total	978,45	13			

À noter que les distributions des températures du plan, pour chaque thermocouple, se rapprochent fortement d'une distribution gaussienne. L'utilisation d'une analyse de la variance à double entrée est donc permise dans ce cas.

3.7.2 Régressions vers un modèle quadratique simple

Suite à la mise en évidence de la forte corrélation existant entre la température et les deux facteurs étudiés, on cherche dans cette section une fonction quadratique en adéquation avec le comportement thermique constaté (comportement non linéaire de la température, à priori).
On se limite ici à un modèle mathématique simple décrivant le comportement thermique à T12 en fonction de l'avance par dent et la fréquence de rotation.
Les résultats collectés ont donc été exprimés sous la forme suivante :

$$T12\,(fz, n) = a_0 + a_1 f_z + a_2 n + a_3 f_z n + a_4 {f_z}^2 + a_5 n^2 \tag{3.1}$$

Où T12 représente la température prédite sur la ligne médiane et $a_{0\,\text{à}\,5}$ les coefficients de l'équation, pour un codage des facteurs allant de (-1; 0; 1).

Tableau 3-7 Coefficients des régressions vers une forme quadratique simple

Termes de l'équation	***T12 pour rainurage***			***T12 pour contournage***		
	Coefficients codage (-1; 0; 1)	***t-test***	***P-value***	**Coefficients codage (-1; 0; 1)**	***t-test***	***P-value***
Constant	a_0= 39,21	19,70	0.00	a_0= 37,59	75,5	0.00
Avance par dent	a_1= -8,87	-7,01	0.00	a_1= -7,15	-22,61	0.00
Fréquence de rotation	a_2= -3,5	-3,09	0.015	a_2= -1,9	-6,71	0.00
*Avance d. * F. de rot.**	a_3= 2,73	1,82	0.106	a_3= 1,14	3,05	0.016
(Avance par dent) ^{2}	a_4= 8,49	4,42	0.002	a_4= 4,31	8,95	0.00
(Fréquence de rot.) ^{2} *	a_5= 0,83	0,40	0.700	a_5= -0,53	-1,01	0.341
• R^2= 90% (R^2-ajusté= 83,85%), • Sxy (erreur type d'estimation)= 3.49°C.				• R^2= 98,68% (R^2-ajusté= 97,85%), • Sxy (erreur type d'estimation)= 0.87°C.		

*Termes négligeables dans l'équation

Tel qu'indiqué dans le tableau 3-7 (tiré de Minitab®), l'erreur standard résiduelle entre la régression et les mesures expérimentales est respectivement de 3.5°C pour les expériences de rainurage et de 0.87°C pour les expériences de contournage, soit une proportion faible de la variance totale.

Aussi, en observant la figure 3.14 ci-dessous, on ne remarque pas d'autocorrélation des résidus. Cependant, à cause du nombre limité d'essais, on ne peut pas prouver que les résidus suivent une loi normale, bien qu'on s'en rapproche. De même, les quatre essais de validation faites aussi bien pour le rainurage que le contournage ne permettent pas de valider le modèle. C'est pourquoi, la régression a simplement été utilisée pour décrire le comportement thermique général dans notre domaine d'études.

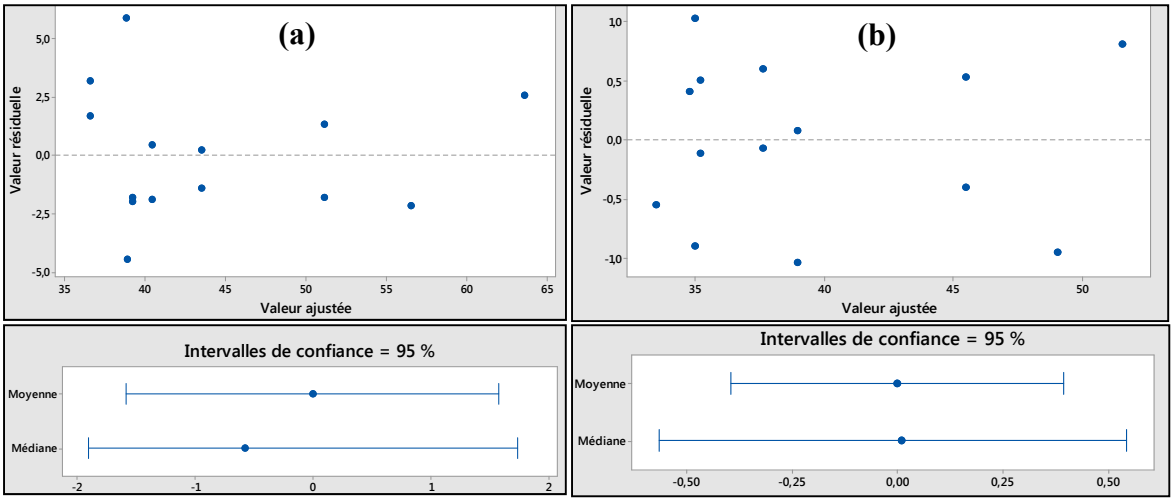


Figure 3.14 Distribution des résidus existant entre les températures mesurées et prédites à T12 pour **(a)** le rainurage et **(b)** le contournage

3.7.3 Interprétation du comportement thermique sous la « bande chaude »

À l'aide de l'équation empirique présentée dans la section précédente, les graphiques de surface et des contours ont été tracés, tel que présenté sur la figure 3.15.

A partir de ces graphiques illustrant le comportement thermique en T12, on observe une diminution de la température lorsque l'avance de l'outil augmente. Cette diminution a lieu surtout lorsque l'avance par dent est comprise entre 0.002'' et 0.005'', intervalle dans lequel

la variance de la température se produit. Au-delà de 0.005’’, il n’y a pas d’évolution notable de la température.

Ce gradient peut être expliqué par la configuration de coupe. En effet, en dessous de 0.005’’, l’outil travaille plus en « burnishing », se rapprochant plus d’un contact frottant à haute pression. Cette dernière hypothèse est cohérente avec l’observation, à savoir que parmi les deux facteurs gouvernant l’avance, c’est la contribution de l’avance par dent qui est remarquable.

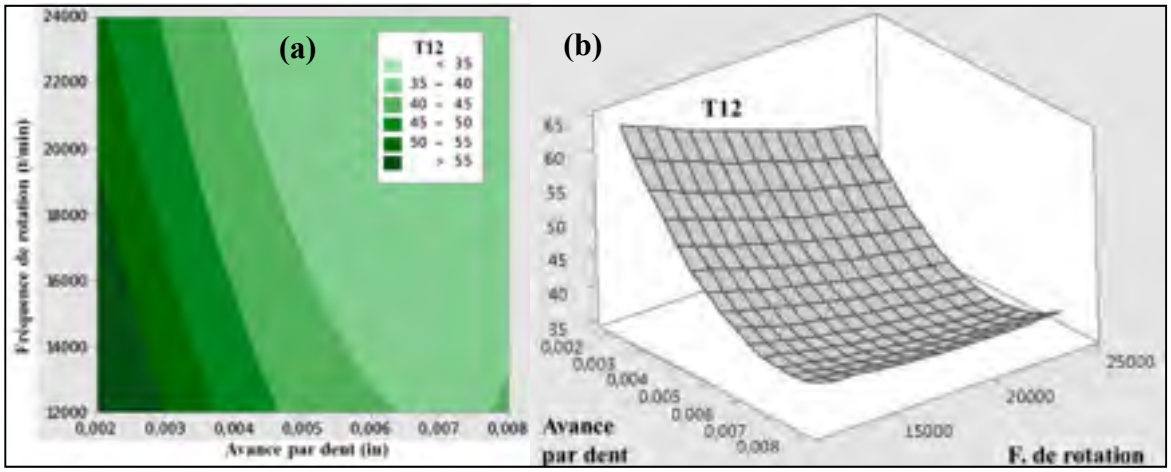


Figure 3.15 (a) Graphique des contours **(b)** diagramme de surface

Cette tendance observée confirme ce qui a été rapporté dans la littérature, à savoir que le procédé UGV des alliages d’aluminium chauffe peu le matériau en sous-couche.

La chaleur générée dans la zone en cisaillement ne peut conduire loin sous la surface (Davoodi & Hossainzadeh, 2012) (Abukhshim, Mativenga, & Sheikh, 2005).

En résumé, plus la vitesse d’avance augmente, plus le procédé devient « adiabatique » pour la pièce. Dans ce cas précis, des températures très localisées et importantes apparaissent en peau et n’ont pas le temps de se transférer en grande proportion dans la pièce (dépendant évidemment de la conductivité et de la qualité de la coupe).

CONCLUSIONS

Au sein de l'industrie aéronautique, optimiser les conditions d'usinage mécanique concourt à la diminution des coûts de production, de même qu'il rend le procédé mécanique compétitif par rapport à l'enlèvement de matière par voie chimique. Toutefois, le développement, la mise au point et le contrôle du procédé d'usinage mécanique des revêtements en alliage d'aluminium sont complexes et le champ d'études associé très vaste. La maîtrise des effets induits par les conditions de coupe sur l'intégrité de surface est donc un enjeu industriel et scientifique majeur. En effet, pour maîtriser les nombreux phénomènes physiques accompagnant la coupe des pièces à parois minces, de gros efforts de recherche sont indispensables.

Au terme d'une large étude bibliographique, l'objectif de cette étude a ciblé les effets thermiques générés lors de l'usinage de la surface du revêtement en Al2024-T3. En effet, le rôle central joué par les effets thermiques est mis en relief tout au long de la revue de littérature, surtout pour ses influences sur la performance du processus de coupe. Par conséquent, si on désire avoir un contrôle poussé du procédé mécanique d'usinage le facteur thermique n'est définitivement pas négligeable.

Afin de montrer que l'usinage mécanique des revêtements du fuselage est une alternative envisageable à la voie chimique, un système d'instrumentation thermique précis et à faible temps de réponse, utilisant des thermocouples Type-K, a été mis au point. C'est ainsi qu'une plaque en alliage d'aluminium 2024 a entièrement été instrumentée, en s'adaptant aux expérimentations prévues sur cette dernière. Ces expériences ont permis de rendre compte, le plus fidèlement possible, des phénomènes thermiques générés lors de l'usinage des poches.

Les analyses des mesures collectées, à travers la définition de différents plans d'expériences, ont dégagé les tendances suivantes :

1- Un échauffement se produit sous la surface usinée avec la diminution de l'avance par dent, de la vitesse de coupe et/ou l'augmentation de l'engagement radial de l'outil.

Plus précisément, en se basant sur une analyse de la variance, on constate que la contribution de l'avance par dent sur la variance de la température est très importante. De plus, une réduction de la température sous la zone de coupe, d'environ 10%, est mesurée lorsque l'engagement radial de l'outil passe de 100% à 60% du diamètre.

2- La condition optimale est atteinte pour une faible profondeur de coupe axiale et radiale, en faisant attention d'avoir une avance par dent supérieure à 0.005'' (0.127 mm). Ainsi, dans le cadre du procédé d'usinage à grande vitesse, l'évolution des grandeurs associées aux échanges thermique (ici la température) se rapproche d'un caractère « adiabatique » pour la couche superficielle du matériau.

3- Lors de la réduction de l'engagement radial de l'outil, on constate que la température sous la zone en friction est toujours inférieure à celle mesurée sous la zone de coupe.

4- De la même manière, lorsque l'engagement radial de l'outil 4 flûtes est total dans la matière, dans le cadre du rainurage, on relève des températures quasi toujours inférieures à gauche de la ligne médiane de trajectoire (pour une passe rectiligne, en avalant). Les températures maximales sont concentrées sur la ligne médiane ou immédiatement après (à droite de la ligne médiane, en suivant le mouvement circulaire de coupe).

   Ce phénomène peut être expliqué par le délai nécessaire aux effets thermiques pour dissiper l'énergie incidente. De plus, cette observation est en bonne concordance avec les profils de contraintes résiduelles superficielles relevés par Jiang (Jiang, Li, Yang, & Yan Zuo, 2013), particulièrement pour les mesures faites dans la direction d'avance.

5- Enfin, la température interne est très sensible au changement de trajectoire de l'outil. Dans le cadre de nos expériences une interpolation linéaire et même une plongée par ramping ont clairement montré des températures supérieures à celles mesurées sous la passe rectiligne. Cette accumulation de chaleur est principalement attribuable à la diminution de l'avance par dent (caractéristique des phases de décélération).

   Notons enfin que c'est précisément dans la zone de fin de plongée en ramping que les températures maximales ont été relevées, et ceci pour l'ensemble de nos investigations. Montrant ainsi le grand impact de l'avance par dent axiale.

On conclut des observations faites lors de ce projet, qu'au bout d'un certain temps, la répétition de la cinématique de coupe génère la même quantité de chaleur par unité de surface (fluctuation thermique typique d'un mouvement alternant moment de travail dans la matière et repos), et la « répartit presque uniformément » le long de la passe de fraisage.

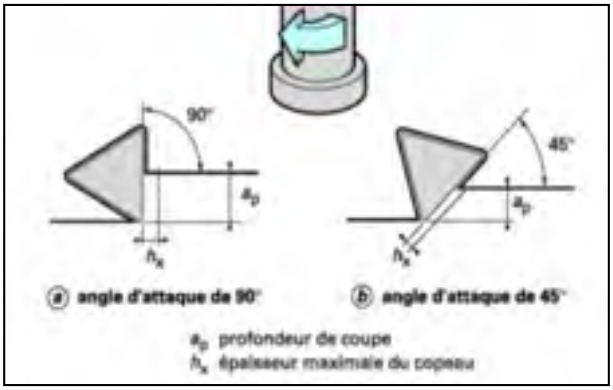
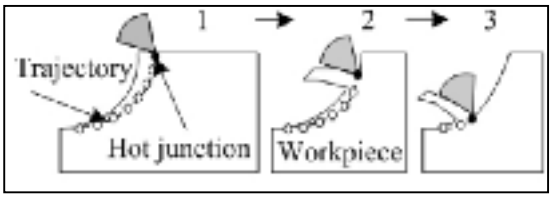
Ajoutons, comme mentionné plus haut, dans le point n°4, qu'en reliant les observations tirées de la littérature (en particulier les travaux de Jiang), on constate que les profils de contraintes résiduelles superficielles rapportés peuvent être expliqués par nos observations thermiques - si on considère évidemment que le gradient de température transversal à l'avance de l'outil est plus amplifié en surface qu'en sous-couche - les températures ayant une influence extrêmement importante sur les contraintes résiduelles de surface.

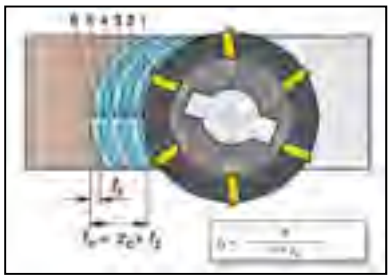
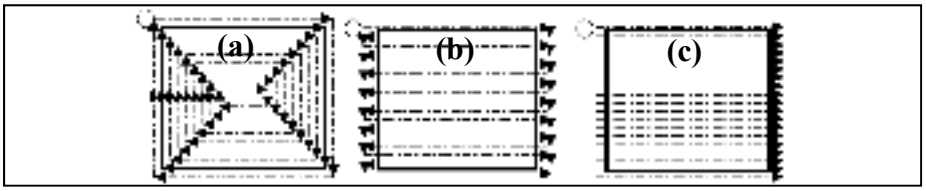
Finalement, au terme de cette recherche, on conclut donc que le procédé d'usinage mécanique est une alternative prometteuse à l'usinage chimique. En effet, dans le cadre de cette étude, l'usinage mécanique induit des échauffements locaux ne dépassant jamais 100°C, et ceci pour une montée en température inférieure à 1/2s. Ces résultats encourageants demandent évidemment des études supplémentaires pour s'assurer de l'intégrité de la surface, incluant la couche superficielle et la sous-couche.
Ce projet a montré le défi représenté par l'instrumentation thermique pour l'usinage grande vitesse des alliages Al2024. Cependant, le gain industriel important vis-à-vis de l'usinage chimique sera un moteur incontestable pour inciter à continuer les études dans ce domaine.

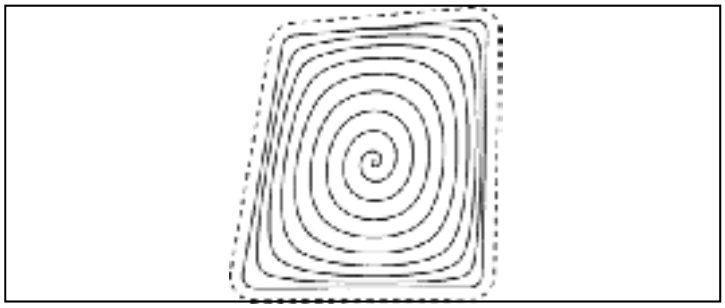
ANNEXE I

Les paramétrages conventionnels

Tableau 1 Les paramètres conventionnels du fraisage et leurs descriptions (Sandvik-Coromant, 2001) (Sandvik Coromant, 2015)

Engagement de l'outil et cinématique de coupe	
Paramètres	***Descriptions des paramétrages***
L'engagement latéral et axial	Permet de contrôler l'immersion radiale de l'outil et la profondeur de coupe.
Angle d'attaque (ou d'approche)	On distingue, tel que schématisé figure 1, deux géométries types de la section, directement influencées par l'angle d'approche.  **Figure 1** Géométrie de la section du copeau (Sandvik Coromant, 2015)
La cinématique de coupe	Si l'outil roule ou s'oppose à l'avance de la table, les cinématiques de coupe diffèrent. On parle, dans ces deux cas, respectivement d'un usinage en avalant et en opposition.  **Figure 2** Séquences de l'usinage en avalant (Bai, Ke, Wu, & Dong, 2008)

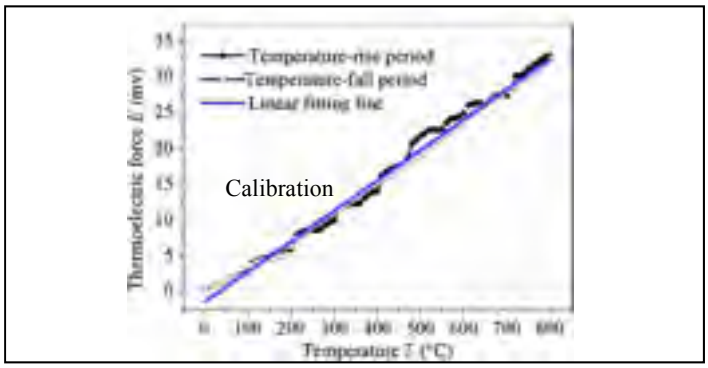
Mouvement trochoïdal, avance et vitesse de coupe (paramètres orientés machine)	
Vitesse de coupe *(Vc - m/min)*	Cette vitesse est prise au bout de l'outil et correspond à la vitesse tangentielle à la trajectoire circulaire de rotation.
Fréquence de rotation *(n - tr/min)*	La vitesse angulaire de la broche représente le paramètre d'entrée primaire. Cette valeur peut être ajustée en fonction du diamètre de l'outil pour avoir la vitesse de coupe désirée.
Avance et avance par dent *(f - mm/min et fz - mm/dent)*	Cette approche définie, tout d'abord, l'épaisseur du copeau que chacune des dents doit couper lors d'une révolution de l'outil. Comme schématisé ci-dessous, cette épaisseur n'est pas constante durant les mouvements conjugués d'avance et de rotation. Cependant, par convention et sans se préoccuper de l'engagement, on prend toujours la distance séparant les arcs le long de l'axe longitudinal de l'avance, là où l'épaisseur du copeau est maximal.  **Figure 3** Avance par dent Image tirée du site de site internet de Sandvik Coromant, consulté le 19/02/2015 http://www.sandvik.coromant.com/fr-fr/knowledge/milling/formulas_and_definitions/the_milling_process/pages/cutting-speed.aspx Basé sur cette considération d'avance par dent, l'ajustement de la fréquence de rotation permet de contrôler l'avance de l'outil (ou la vitesse d'avance de la table).
Les trajectoires de fraisage pour l'usinage des poches	
Les trajectoires « classiques »	Ces trajectoires se caractérisent par des lignes droites et des changements de direction souvent en angle droit (conférer figure 4).  **Figure 4** Trajectoire conventionnelle **(a)** cadre, **(b)** zigzag et **(c)** simple direction (Toh, 2004)

Les trajectoires curvilignes	Pour l'usinage des poches, l'une des trajectoires la plus étudiée dernièrement est la spiralée adaptative. En effet, la génération spiralée s'adapte bien aux différentes géométries prises par les poches et optimise le temps d'usinage (Bieterman & Sandstrom, 2003).  **Figure 5** Trajectoire curvilignes pour l'usinage des poches (Bieterman & Sandstrom, 2003)
La plongée de l'outil pour l'usinage des cavités	
Ramping	Très utilisé pour le rainurage, le ramping rectiligne permet simplement de plonger graduellement dans la matière pendant l'avance.
Interpolation hélicoïdale	L'interpolation hélicoïdale, qui minimise les forces et améliore la précision de la plongée, se caractérise par trois mouvements simultanés (Shan, He, Li, & Zhao, 2011), à savoir : un mouvement circulaire autour de l'axe du trou, une rotation autour de l'axe de l'outil et une avance axiale.  **Figure 6** Interpolation hélicoïdale Image tirée du site de site internet de Sandvik Coromant, consulté le 19/02/2015 http://www.sandvik.coromant.com/fr-fr/knowledge/milling/application_overview/holes_and_cavities/circular_ramping

ANNEXE II

Les propriétés métrologiques à considérer pour un système d'instrumentation

Tableau 1 Les propriétés métrologiques associées à une chaîne d'acquisition (Raytek) (Bardon & Cassagne, 1998) (Rogez & Le Coze, 2010)

Sensibilité	Relation de la réponse du capteur et du signal en entrée. Ainsi une grande sensibilité détecte les moindres changements du système instrumenté. Cette propriété est à différencier du « seuil de sensibilité », qui correspond à la variation la plus faible du signal d'entrée qui produit une sortie perceptible du capteur. Les seuils de sensibilité inférieure et supérieure définissent ce que l'on appelle la gamme de mesure (l'étendu).  **Figure 1** Sensibilité pour un semi-thermocouple dynamique (Sun, Sun, Li, & Xiong, 2014)
Précision	C'est l'exactitude de la mesure (généralement estimée lors de l'étalonnage). Cette justesse dépend de la nature des éléments mis en œuvre et permet une fidélité des répétabilités
Temps de réponse	Selon la norme NF X 07-001, à l'instant où il y a une variation du signal d'entrée, suivie d'un maintien, on définit un intervalle de temps où le signal de sortie arrive à atteindre cette valeur stabilisée. Les limites spécifiées pour ce temps de réponse τ sont généralement le temps mis pour estimer 63% de la variation.
Résolution	Représente la plus petite variation détectable lors de la lecture du signal de sortie.
Hystérésis et erreur de linéarité	L'hystérésis est l'erreur de mobilité du signal de sortie suivant l'évolution du signal d'entrée. Ce paramètre, responsable des problèmes de non-linéarité (caractérisé par l'écartement entre le signal et la droite de sensibilité durant l'acquisition), peut être différent en croissance et décroissance de l'intensité du signal.

ANNEXE III

Les dispositifs d'instrumentation thermique sans contact

De même qu'en thermodynamique, la conduction, le rayonnement et la convection sont distingués, on range les méthodes de mesure de la température selon qu'elles se basent sur :

- La conduction directe : les méthodes par contacts,
- Le rayonnement : les méthodes sans contacts.

Émissivité en instrumentation sans contact

Les dispositifs sans contact regroupent une large gamme de technologies et sont capables de détecter une partie de la radiation de surface.
La capacité de la couche superficielle à émettre du rayonnement est centrale pour évaluer la température de surface. Cette émission d'énergie est caractérisée par un nombre sans dimension compris entre 0.1 et 0.99. Ce nombre, nommé émissivité et noté ε, représente l'énergie thermique de rayonnement d'un corps par rapport à celui d'un corps noir à une même température donnée.

Les difficultés d'applications de ces moyens de mesure pour les milieux métalliques ou pour l'usinage se concentrent sur la détection correcte de l'émissivité. Difficultés pouvant être souvent disqualifiantes pour certaines applications d'usinage. En effet les métaux réfléchissent les radiations (pouvant être spéculaires ou diffuses) et leurs émissivités faibles rendent les résultats souvent peu fiables (particulièrement pour les alliages d'aluminium).
En pratique, la capacité à détecter l'émissivité est reliée à l'état de surface, la rugosité, l'oxydation et l'échauffement lui-même, qui provoquent des variations de l'émissivité et des rayonnements (Abukhshim, Mativenga, & Sheikh, 2005).

Toutefois, des artifices de mesure existent pour pallier aux difficultés énoncées plus haut. Citons l'application de peintures spécifiques, dont les émissivités sont connues, sur le matériau source (Larregain, Vanderesse, Bridier, Bocher, & Arkinson, 2013).

Quelques techniques mises en œuvre en instrumentation sans contact

Les techniques de pyrométries rassemblées ici utilisent les propriétés de luminance des rayonnements (aussi appelées la radiance des matériaux) (Cabannes, 1990) (Ferdinand, 2003). Ces techniques d'estimation de la température sans contact se basent soient sur spectre de rayonnement ou sur la proportion détectée d'une longueur d'onde donnée. En pratique, les rayons sont focalisés sur le détecteur par un système optique en amont, la température mesurée est une moyenne reliée à la surface couverte par la lentille. Cette surface est évidemment dépendante de la distance entre le capteur et la surface d'émission.

Ce qui distingue réellement ces technologies, utilisant le même principe physique, est le type de détecteur qu'elles intègrent. Ces détecteurs se classent en deux groupes, à savoir (Cabannes, 1990) (Ferdinand, 2003) :

- Les détecteurs thermiques : bolomètres, thermoélectrique, thermopiles, pyroélectriques etc. Ce sont souvent des semi-conducteurs qui modifient leurs résistances électriques selon le rayonnement subit. L'échauffement propre aux détecteurs thermiques fait qu'ils sont plutôt lents.
- Les détecteurs quantiques ou photoniques (photodiodes) : entrent directement en interaction avec les photons, créant ainsi une charge électrique. La tension délivrée est liée à la proportion de la longueur d'onde considérée. Ainsi, selon la bande spectrale traitée, on peut couvrir un large intervalle de température allant de -40 à 700°C. À noter qu'une calibration précise est nécessaire (devant un corps noir ou alors en connaissant parfaitement la longueur d'onde de l'émetteur).

Tableau 1 Les différentes techniques d'instrumentation sans contact en pyrométrie (Raytek)(Bardon & Cassagne, 1998)(Cabannes, 1990) (Ferdinand, 2003) (Ueda, Hosokawa, Oda, & Yamada, 2001)

	Les technologies de mesure sur le spectre électromagnétique	
1	**<u>Pyromètres optiques à radiation totale (PRT) :</u>** Ces appareils réalisent la mesure sur presque la totalité du spectre électromagnétique. Ils sont équipés d'un détecteur thermique (exemple : des thermopiles).	
	Avantages	***Limites***
	• Appareils très robustes, • Peu couteux.	• Manque de précision et de sensibilité (perte accrue de la sensibilité selon l'ambiance), • Mesure statiques seulement. Incapable de faire des mesures en régimes transitoires, • Mesure uniquement les températures élevées.
2	**<u>Pyromètres à récepteurs sélectifs (aussi appelés à rayonnements partiels - PRS) :</u>** Ces genres de pyromètres sont souvent assimilés à des pyromètres monochromatiques. Pour cause, les mesures, avec les PRS, sont faites sur une bande de longueur d'onde réduite à l'aide d'un détecteur quantique.	
	Avantages	***Limites***
	• Bonne sensibilité, • Adaptés aux mesures des régimes transitoires, • Domaine de température pouvant aller de -40 à 700 °C.	• A étalonner régulièrement, • Perte de précision importante si l'émissivité est faible (inférieur à 0.8), • Impossible de corriger l'émissivité avec certaines technologies, • Peut être très sensible à l'atmosphère et l'ambiance.

	Les technologies basées sur le monochromatique	
3	**<u>Pyromètres monochromatiques :</u>** Ces techniques, aussi appelées « à bandes spectrales étroites », se caractérisent par la mesure d'une seule longueur d'onde. D'un point de vue technique, la longueur d'onde optimale de mesure se situe à peu près entre 0.8 et 1 µm. Des valeurs ponctuelles supérieures, comme 1.6µm, sont aussi souvent utilisées. Pour s'adapter aux applications variées, les filtres infrarouges peuvent être distincts d'un appareil à l'autre. Toutefois les détecteurs quantiques sont de types capteurs photoélectriques (souvent du silicium) et absorbent les photons à partir d'une certaine énergie. Par conséquent, les mesures sont possibles uniquement sur des cibles chaudes (généralement au-delà de 200°C).	
	Avantages	***Limites***
	• Bonne précision, • Temps de réponse de 1 ms.	• Connaître avec précision l'émissivité de la source, • Sensible à l'atmosphère, l'ambiance et vibrations, • Perte de précision si l'émissivité est inférieure à 0.8, • Pas adapté aux mesures à basse température, • Électronique d'interprétation très sensible, doit être refroidis pour limiter le brouillage.
4	**<u>Les pyromètres bi-chromatiques (ou « bi-couleurs ») :</u>** Les pyromètres bi-chromatiques ont deux canaux pour les mesures simultanées de deux longueurs d'ondes. Ces deux bandes étroites doivent être quasi-monochromatiques et aussi proches que possible l'une de l'autre. À l'aide de cette configuration spéciale, les mesures proviennent du quotient des deux signaux reçus. Il n'est donc plus nécessaire de connaître précisément les coefficients de transmission parce qu'ici on ne dépend plus de l'émissivité prise dans sa valeur absolue. À titre d'exemple, les pyromètres bi-couleurs peuvent se présenter avec des détecteurs InAs (photodiodes semi-conducteur en Indium Arsenide) et InSb (antimoniure indium).	
	Avantages	***Limites***
	En plus des avantages d'un monochromatiques, on ajoute : • Mesures beaucoup plus performantes, basées sur le quotient d'émissivités, • Peu sensible à l'atmosphère.	• Pour que le quotient soit valide, il faut que les émissivités monochromatiques choisies et la réflexion soient presque constantes dans l'intervalle de température (d'où l'utilisation sur des corps gris, généralement), • Sensible à l'ambiance et aux vibrations, • Pas adapté aux mesures à basse température, • Dégradation légère de la sensibilité en dynamique.

ANNEXE IV

Quelques techniques mises en œuvre en instrumentation via thermocouples

Le principe physique à l'origine de la mesure des températures via thermocouples s'inscrit dans la famille des détecteurs thermiques, qui changent leurs propriétés électriques en fonction de l'échauffement subi. Pour les thermocouples, c'est au niveau de la jonction créée par le couple de matériaux que les propriétés thermoélectriques apparaissent. Ces forces électromotrices, notée f.é.m et détectées par un voltmètre de grande impédance, sont connues sous le nom d'effet Seebeck. Elles sont très pratiques pour les raisons suivantes (Komanduri & Hou, 2001) :

- L'f.é.m dans un circuit thermoélectrique dépend seulement de la différence de température entre la jonction chaude et la jonction froide (reliée au « voltmètre »),
- Indépendance de l'f.é.m vis-à-vis des dimensions et de la résistance du conducteur,
- Un troisième métal n'a pas d'effets perturbateurs dans la jonction entre les deux premiers métaux.

Notons enfin, que les thermocouples sont capables de fournir une température moyennée, associée au volume de matière autour de la jonction chaude. De plus, selon le couple de matériau utilisé, on obtient des f.é.m différentes. Enfin, seuls les thermocouples de Type K peuvent être considérés comme ayant une sensibilité constante sur une large plage de température.

Tableau 1 Précision des thermocouples de 0.01'' (0.25 mm) selon la Norme ASTME230-03

Thermocouple Type	Temperature Range		Tolerances-Reference Junction 0°C (32°F)			
			Standard Tolerances		Special Tolerances	
	°C	°F	°C (whichever is greater)	°F	°C (whichever is greater)	°F
T	0 to 370	32 to 700	±1 or ±0.75 %	Note 2	±0.5 or 0.4 %	Note 2
J	0 to 760	32 to 1400	±2.2 or ±0.75 %		±1.1 or 0.4 %	
E	0 to 870	32 to 1600	±1.7 or ±0.5 %		±1 or ±0.4 %	
K or N	0 to 1260	32 to 2300	±2.2 or ±0.75 %		±1.1 or ±0.4 %	

Tableau 2 Les techniques de mesures basées sur les thermocouples
(Abukhshim, Mativenga, & Sheikh, 2005) (Sun, Sun, Li, & Xiong, 2014)

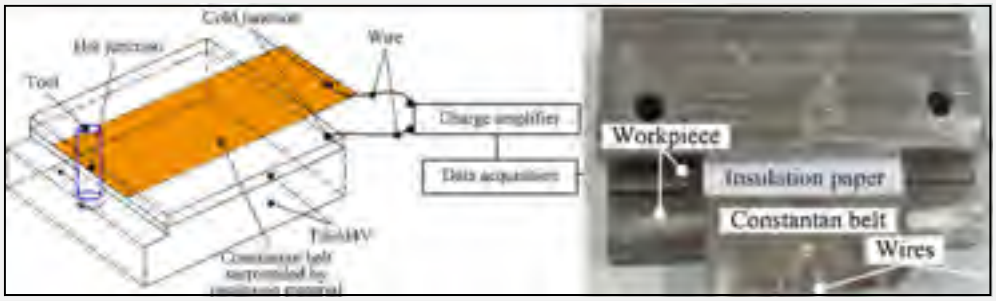
<table>
<tr><td rowspan="3">1</td><td colspan="2"><u>Les thermocouples d'insertions (« embedded thermocouple » en anglais) :</u>
La mise en œuvre de ces thermocouples, dont la jonction est généralement une soudure du couple de matériaux, se fait par immersion (plongée subsurfacique) dans la matière à l'aide de trous percés.</td></tr>
<tr><td>Avantages</td><td>Limites</td></tr>
<tr><td>• Simple, facile, flexible et adaptable,
• Coût très bas,
• Très bonne précision,
• Domaine de température mesurée large,
• Pas sensible à l'ambiance (si isolé).</td><td>• Perturbation possible du flux thermique si les thermocouples sont volumineux,
• Si les fils sont trop longs et/ou épais le temps de réponse devient élevé, les rendant inadaptés aux régimes transitoires.</td></tr>
<tr><td rowspan="3">2</td><td colspan="2"><u>Mise en œuvre des semi-thermocouples (« thermocouple dynamique ») :</u>
La jonction dans ce genre de circuit thermoélectrique est réalisée avec l'outil lui-même. C'est la raison principale du développement de ces semi-thermocouples en usinage par (Bai, Ke, Wu, & Dong, 2008) (Sun, Sun, Li, & Xiong, 2014). Le couple de matériau généralement utilisé est l'acier et le constantan (ruban en alliage de cuivre et de nickel) et la jonction est créée à l'interface matériau-outil de coupe.
 

Figure 1 Schéma d'un semi-thermocouple adapté à l'usinage en bout
(Sun, Sun, Li, & Xiong, 2014)</td></tr>
<tr><td>Avantage</td><td>Limites</td></tr>
<tr><td>• Mesures possibles dans l'interface outil-matériau sans obstructions des copeaux.</td><td>• Température moyennée le long du contact avec de nombreux bruits accolés au signal,
• Requière une calibration précise,
• Temps de réponse pouvant devenir élevé.</td></tr>
</table>

ANNEXE V

Mesure de température en fin de ramping

En plus de la campagne d'essais constituant ce mémoire, des mesures supplémentaires ont été réalisées lors des rainurages. Ces dernières se sont focalisées exclusivement sur la plongée de l'outil en ramping. Pour toutes ces mesures supplémentaires, les thermocouples se situent sous la ligne médiane, à 0.187'' du bord de fin de ramping.

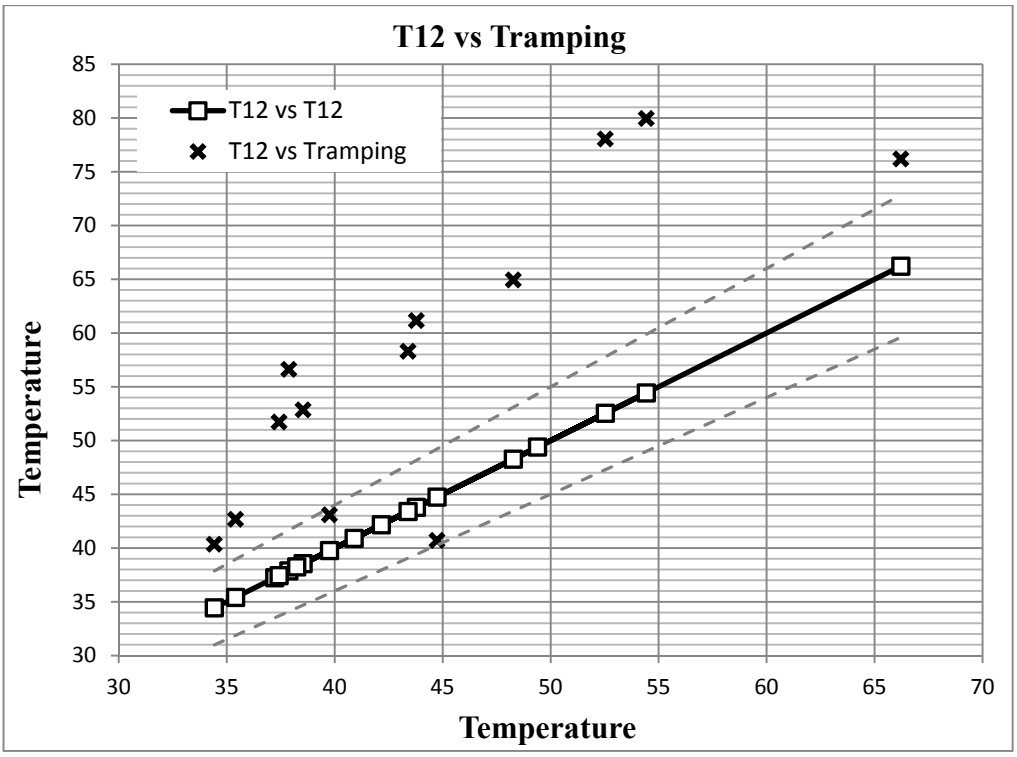
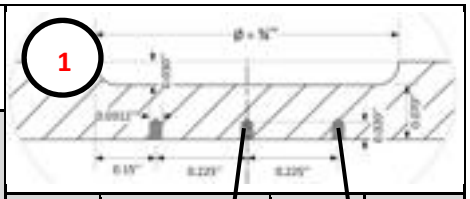


Figure 1 Comparaisons entre les mesures prises en T12 et en fin de ramping lors des expériences de rainurage

L'échauffement constaté, bien supérieur à celles mesurées en T12, n'est pas seulement provoqué par une variation de l'avance par dent mais surtout par la présence d'une pression axiale (avance par dent axiale).

Tableau 1 Présentation des températures sous la zone de fin de plongée lors des rainurages

- Engagement radial total de l'outil = 0,75'',
- Profondeur de coupe= 0,030'',
- Nombre de dents de l'outil Z= 4.



Essai	Avance par dent fz (in/dent)		Fréquence de rotation n (t/min)		Vitesse de coupe Vc (ft/min)	Angle de plongée par ramping	Trap (° c)	T12** (° c)		T13 (° c)	T22 (° c)
	Niveaux des facteurs					Angle	Températures maximales mesurées				
1	*1*	0.002''	*1*	12000	2356,2 (718,2 m/min)	7°	76,18	66,22	*63,63*	55,86	57,24
*2**		0.004''	*	12000		5°	64,93	48,27	*46,97*	45,99	50,06
3	*2*	0.005''	*1*	12000		5°	61,15	42,16	*43,54*	42,54	46,32
3bis	*2*	0.005''	*1*	12000				43,78	*43,54*	41,18	44,29
*4**		0.006''		12000		3°	56,61	37,88	*41,17*	40.85	46,45
5	*3*	0.008''	*1*	12000		3°	52,85	40,9	*40,43*	39,3	41,35
5bis	*3*	0.008''	*1*	12000				38,54	*40,43*	36,85	43,36
6	*1*	0.002''	*2*	18000	3534,3 (1077,2 m/min)	5°	79,95	54,43	*56,57*	55,46	58,59
7	*2*	0.005''	*2*	18000		3°	51,72	37,23	*39,21*	38,20	44,03
7bis	*2*	0.005''	*2*	18000				37,43	*39,21*	38,07	43,42
8	*3*	0.008''	*2*	18000		7°	40,7	44,74	*38,83*	38,24	41,46
9	*1*	0.002''	*3*	24000	4712,4 (1436,3 m/min)	3°	78,05	52,53	*51,17*	49,14	48,66
9bis	*1*	0.002''	*3*	24000				49,39	*51,17*	52,79	48,11
*10**		0.004''		24000		3°	58,29	43,4	*38,60*	36,73	45,48
11	*2*	0.005''	*3*	24000		7°	43,08	39,76	*36,54*	38,23	42,85
11bis	*2*	0.005''	*3*	24000				38,24	*36,54*	38,28	39,57
*12**		0.006''		24000		5°	42,67	35,41	*35,53*	35,59	40,32
13	*3*	0.008''	*3*	24000		5°	40,35	34,43	*38,89*	34,40	43,10

* Tests additionnels pour valider la régression (voir section 3.7.2),

** La colonne de gauche regroupe les mesures effectuées et la seconde, celle de droite, fournit les prévisions de température en se basant sur une équation empirique (voir section 3.7.2 également).

LISTE DE RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

Abukhshim, N., Mativenga, P., & Sheikh, M. (2005). « Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining ». *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 1-19.

Aerospace Industrie Association of America. (2001). National aerospace standard.

Altintas, Y. (2000). *Manufacturing Automation.*Cambridge Press.

Bai, W., Ke, Y., Wu, H., & Dong, H. (2008). « Experimental Studies of Cutting Temperature during High-speed Milling of Aerospace Aluminium ». (T. T. Publications, Éd.) *Key Engineering Materials, 392-394*, 719-723.

Bardon, J.-P., & Cassagne, B. (1998). « Température de surface ». *Techniques de l'ingénieur*.

Barralis, J., Castex, L., & Maeder, G. (1999). « Précontraintes et traitements superficiels - Définition et origine des contraintes résiduelles ». *Techniques de l'ingénieur*, 1.

Bieterman, M. B., & Sandstrom, D. R. (2003, novembre). « A curvilinear tool-path method for pocket machining ». (ASME, Éd.) *Journal of manufacturing science and engineering, 125*, 709-715.

Bourouga, B., Guillot, E., Garnier, B., & Dubar, L. (2010). « Experimental study of thermal sliding contact parameters at interface seat of large strains ». *Int J Mater Form*, 821-824.

Cabannes, F. (1990). Pyromètrie optique. *Techniques de l'ingénieur*.

Çakir, O., Yardimeden, A., & Özben, T. (2007). « Chemical machining ». *Materials Science and Engineering, 28*(8), 499-502.

Calatoru, V. D., Balazinski, M., Mayer, J. R., Paris, H., & L'Espérance, G. (2008). « Diffusion wear mechanism during high-speed machining of 7475-T7351 aluminum alloy with carbide end mills ». *Wear, 265*, 1793-1800.

Chatelain, J.-F., Lalonde, J.-F., & Tahan, A. (2012). « Effect of Residual Stresses Embedded within Workpieces on the Distortion of Parts after Machining ». *International Journal of Mechanics, 6*, 43-51.

Cordebois, J.-P. (2003). *Fabrication par usinage.* Paris, France: Dunod.

Davoodi, B., & Hossainzadeh, H. (2012). « A new method for heat measurement during hig speed machining ». *Measurement, 45*, 2135-2140.

Develay, R. (1986). « Traitements thermiques des alliages d'aluminium ». *Techniques de l'ingénieur*.

Ferdinand, P. (2003). « Thermomètres à fibre optique sans contact : pyromètres ». *Techniques de l'ingénieur*.

Fu, C., Wang, C., Li, T., & Wang, W. (2011). « Simulation of end milling for weak-rigidity structural parts of aluminum alloys in aviation ». *Advanced Materials Research, 201-203*, 332-336.

Hans Jorg, M., Bergmann, E., & Gras, R. (2003). *Analyse et technologie des surfaces - couches minces et tribologie.* Geneve: Presses Polytechniques et Universitaires Romandes.

James, R. S. (1990). Aluminium-Lithium Alloys. *ASM Handbook, 2*, 178-199.

Jiang, X., Li, B., Yang, J., & Yan Zuo, X. (2013). « Effects of tool diameters on the residual stress and distortion induced by milling of thin-walled part ». *Int J Adv Manuf Technol, 68*, 175-186.

Jiang, X., Li, B., Yang, J., & Zuo, X. Y. (2013, August 11). « An approach for analyzing and controlling residual stress generation during high-speed circular milling ». *Int J Adv Manuf Technol, 66*, 1439-1448.

Komanduri, R., & Hou, Z. B. (2001). « A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology ». *Tribology International, 34*, 653-682.

Korkut, I., & Donertas, M. (2005). « The influence of feed rate and cutting speed on the cutting forces, surface roughness and tool-chip contact length during face milling ». *Materials & Design, 28*, 308-312.

Larregain, B., Vanderesse, N., Bridier, F., Bocher, P., & Arkinson, P. (2013). « Method for accurate surface temperature measurements during fast induction heating ». *Journal of Materials Engineering and Performance, 22*(7), 1907-1913.

Li, B., Jiang, X., Jing, H., & Zuo, X. (2011). « High-speed milling characteristics and the residual stresses control methods analysis of thin-walled parts ». (T. T. Publications, Éd.) *Advanced Materials Research, 223*, 456-463.

Li, C., Wan, Y., Zhang, R. R., & Liu, Z. Q. (2012). « Effect of milling speed and feed on surface residual stress of 7050-T7451 Aluminum alloy ». *Key Engineering Materials, 499*, 217-222.

Limido, J. (2008). *Etude de l'effet de l'usinage grande vitesse sur la tenue en fatigue de pièces aeronautiques.*Toulouse.

Lin, S., Peng, F., Wen, J., Liu, Y., & Yan, R. (2013). « An investigation of workpiece temperature variation in end milling considering flank rubbing effect ». *International Journal of Machine Tools & Manufacture, 73*, 71-86.

Liu, Z., Zhang, F., & Jiang, F. (2012). « Investigations of transient machined workpiece surface temperature in high speed peripheral milling using inverse method ». *Materials science forum, 723*, 14 - 19.

Maeder, G., Lebrun, J., & Sprauel, J. (1991). Physique et Mécanique de la mise en Forme des Métaux. *Presses du CNRS*, 135.

Masset, L. (2004). *Analyse de gammes d'usinage par la méthode des élements finis* . Liège: Universite de liege.

Ning, F., Ming, C., & Peiquan, G. (2009). « Simulation of Cutting Tool Geometry Parameters Impacts on Residual Stress ». *Chinese Control and Decision Conference*, 5472 - 5475.

Raytek. (s.d.). *Mesure de température sans contact par infrarouge*. Consulté le 02 25, 2015, sur Raytek: http://www.raytek.fr/Raytek/fr-r0/IREducation/

Rogez, J., & Le Coze, J. (2010). « Mesure des températures ». *Techniques de l'ingénieur*.

Saglam, H., Unsacar, F., & Yaldiz, S. (2006). « Investigation of the effect of rake angle and approaching angle on main cutting force and tool tip temperature ». *International Journal of Machine Tools & Manufacture, 46*, 132-141.

Sandvik Coromant. (2015, 02 15). *Outils de coupe Sandvik Coromant*. Récupéré sur Sandvik.Coromant: www.sandvik.coromant.com

Sandvik-Coromant. (2001). « Fraisage - Principes - Copeaux de fraisage ». *Techniques de l'ingénieur*.

Shan, Y., He, N., Li, L., & Zhao, W. (2011). « Orbital Milling Hole of Aerospace Al-Alloy with Big Pitch ». *Trans. Tianjin Univ., 17*, 329-335.

Sun, Y., Sun, J., Li, J., & Xiong, Q. (2014). « An experimental investigation of the influence of cutting parameters on cutting temperature in milling Ti6Al4V by applying semi-artificial thermocouple ». *Int J Adv Manuf Technol, 70*, 765 - 773.

Tang, Z., Liu, Z., Pan, Y., Wan, Y., & Ai, X. (2008). « The influence of tool flank wear on residual stresses induced by milling aluminum alloy ». (ScienceDirect, Éd.) *Journal of Materials Processing Technology, 209*, 4502-4508.

Tang., Z. T., Liu., Z. Q., Wan, Y., & Ai, X. (2008). « Study on Residual Stresses in Milling Aluminium Alloy 7050-T7451 ». *Advance Design and Manufacture to Gain a Competitive Edge*, 169-178.

Toh, C. K. (2004). « A study of the effects of cutter path strategies and orientations in milling ». *Journal of Materials Processing Technology, 152*(3), 346-356.

Tsao, C. C. (2009). « Grey-Taguchi method to optimize the milling parameters of aluminum alloys ». *Int J Adv Manuf Technol, 40*, 41 - 48.

Ueda, T., Hosokawa, A., Oda, K., & Yamada, K. (2001). « Temperature on flank face of cutting tool in high speed milling ». *Manufacturing Technology, 50*, 37-40.

Wanner, B., Eynian, M., Beno, T., & Pejryd, L. (2012). « Milling strategies for thin-walled components ». *Advanced Materials Research, 498*, 177-182.

Withers, P. J., & Bhadeshia, H. K. (2011). « Residual strees - Nature and origins.*Materials* » *Science and Technology, 17*, 1 - 9.

Yalcin, U., Karaoglan, A. D., & Korkut, I. (2013). « Optimization of cutting parameters in face milling with neural networks and taguchi based on cutting force, surface roughness and temperatures ». *International Journal of Production Research, 51*(11), 3404 - 3414.

Zhu, L., Shuang Peng, S., Yin, C.-L., Jen, T.-C., Cheng, X., & Yen, Y.-H. (2014). « Cutting temperature, tool wear, and tool life in heat-pipe-assisted end-milling operations ». *Int J Adv Manuf Technom, 72*, 995-1007.