



**HAL**  
open science

# Caractérisation et modélisation des distorsions en tournage de pièces minces en Inconel 718

Bastien Toubhans

► **To cite this version:**

Bastien Toubhans. Caractérisation et modélisation des distorsions en tournage de pièces minces en Inconel 718. Génie mécanique [physics.class-ph]. HESAM Université, 2020. Français. NNT : 2020HESAE059 . tel-03442378

**HAL Id: tel-03442378**

**<https://pastel.hal.science/tel-03442378>**

Submitted on 23 Nov 2021

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

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

**ÉCOLE DOCTORALE SCIENCES DES MÉTIERS DE L'INGÉNIEUR**  
**LaBoMaP – Campus de Cluny**

# THÈSE

présentée par : **Bastien TOUBHANS**

soutenue le : **14 décembre 2020**

pour obtenir le grade de : **Docteur d'HESAM Université**  
préparée à : **École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers**  
Spécialité : **Génie Mécanique**

**Caractérisation et modélisation des distorsions en  
tournage de pièces minces en Inconel 718**

Thèse dirigée par :  
**M. FROMENTIN Guillaume**

et co-encadrée par :  
**M. VIPREY Fabien**

**Jury**

**M. Henri PARIS**, Professeur des universités, G-SCOP, Université Grenoble Alpes  
**Mme Hélène CHANAL**, Maître de Conférences HDR, Institut Pascal, SIGMA Clermont  
**M. Gilles DESSEIN**, Professeur des universités, LGP, ENIT  
**M. Philippe LORONG**, Professeur des universités, PIMM, Arts et Métiers Paris  
**M. Guillaume FROMENTIN**, Professeur des universités, LaBoMaP, Arts et Métiers Cluny  
**M. Fabien VIPREY**, Maître de Conférences, LaBoMaP, Arts et Métiers Cluny  
**M. Habib KARAOUNI**, Docteur, SAFRAN TECH  
**M. Théo DORLIN**, Docteur, SAFRAN TECH

Président  
Rapporteuse  
Rapporteur  
Examineur  
Examineur  
Examineur  
Invité  
Invité



## Remerciements

Je tiens à remercier chaleureusement les nombreuses personnes qui ont contribué à la conduite de ces travaux de thèse. Les difficultés rencontrées dans le travail ne sont rien comparées avec les leçons que j'ai tiré de ces 3 ans à Cluny.

À mon jury pour avoir pris le temps d'évaluer mes travaux et pour avoir subi la torture du mémoire par article.

À mon équipe encadrante pour son indéfectible soutien pendant 3 ans et pour m'avoir fait passer de bleu à apprenti chercheur.

À mes tuteurs industriels pour m'avoir fait confiance et pour m'avoir laissé une liberté confortable pendant la thèse.

À tous les techniciens du LaBoMaP qui m'ont appris à lever le coude en Chapelle, comment me servir d'un pied à coulisse ou encore à pointer avant de percer.

À mes amis clunisiens, camarades doctorants et ostéos, avec qui j'ai passé des moments de qualité, des soirées Trans du Bistrot aux beuveries Gadz'arts en passant par la Grotte.

À ma famille, qui a fait du bon travail pour sortir un Raton pareil.

À Eul'Zer Winou qui restera ma plus belle trouvaille de ces 3 ans de recherche.

Un message spécial pour un être singulier, Tonnal, pour la plus belle passe décisive depuis la Beckham → Zidane contre Valladolid en 2003. Ta nonchalance légendaire, ton goût des bonnes choses, ta générosité à la limite de l'autodestruction bancaire, ton manque d'hypocrisie et ton intellect plutôt développé sont tes atouts. Tu m'as ouvert des portes, dès le début, et jusqu'à la fin de ces 3 ans à Cluny. Je n'oublierai jamais, merci Tonnal.

Quelques remerciements en rafale : Merci le T9, tu ne m'as pas laissé tomber, tu as mérité ton séjour à la benne. Merci la Bourgogne pour ton air et ton vin. Merci les Cerveaux, Merci la Percée, Merci le Bistrot.

Enfin, je remercie les membres du personnel ENSAM, AMVALOR et les techniciens du LaBoMaP qui ont été sensibles à mes projets de perruque coutelière et qui m'ont aidé dans cette entreprise. Grâce à vous j'ai gagné le surnom de « Maître Perruquier ». Mais j'ai surtout pu découvrir, ou plutôt mettre en pratique, ma passion pour l'artisanat qui dormait en moi depuis trop longtemps. En trois ans, j'ai pu passer de



ça

à ça



Mon aventure dans l'artisanat ne fait que commencer...



Je termine sur un peu de philosophie, un passage de Rousseau qui résume bien ce que j'ai appris à Cluny.

*« Pour nous, hommes vulgaires, à qui le ciel n'a point départi de si grands talents et qu'il ne destine pas à tant de gloire, restons dans notre obscurité. Ne courons point après une réputation qui nous échapperait, et qui, dans l'état présent des choses ne nous rendrait jamais ce qu'elle nous aurait coûté, quand nous aurions tous les titres pour l'obtenir. A quoi bon chercher notre bonheur dans l'opinion d'autrui si nous pouvons le trouver en nous-mêmes? Laissons à d'autres le soin d'instruire les peuples de leurs devoirs, et bornons-nous à bien remplir les nôtres, nous n'avons pas besoin d'en savoir davantage.*

*O vertu! Science sublime des âmes simples, faut-il donc tant de peines et d'appareil pour te connaître? Tes principes ne sont-ils pas gravés dans tous les cœurs, et ne suffit-il pas pour apprendre tes lois de rentrer en soi-même et d'écouter la voix de sa conscience dans le silence des passions? Voilà la véritable philosophie, sachons nous en contenter; et sans envier la gloire de ces hommes célèbres qui s'immortalisent dans la république des lettres, tâchons de mettre entre eux et nous cette distinction glorieuse qu'on remarquait jadis entre deux grands peuples ; que l'un savait bien dire, et l'autre, bien faire. »*

Conclusion du Discours sur les Sciences et les Arts de J.J. Rousseau.

Cluny, le 01/01/2021

Bastien Toubhans

# Sommaire

<b>Introduction générale.....</b>	<b>1</b>
a) Contexte industriel de l'étude et problématiques .....	1
b) Objectifs et verrous scientifiques .....	3
c) Démarche scientifique de la thèse .....	3
<b>1. État de l'art : Caractérisation et modélisation des défauts géométriques pouvant apparaître en finition sur des pièces flexibles. ....</b>	<b>6</b>
1.1. Défauts géométriques en usinage .....	7
1.1.1. Classification des défauts géométriques et de leurs origines.....	7
1.1.2. Caractérisation des défauts géométriques et de leurs origines .....	15
1.1.3. Méthodologies de quantification de l'influence de chaque phénomène sur l'apparition de défauts géométriques .....	20
1.2. Inconel 718 .....	21
1.2.1. Propriétés métallurgiques .....	21
1.2.2. Usinabilité .....	24
1.3. Zone Affectée par le Procédé d'Usinage.....	29
1.3.1. Différents aspects de l'intégrité de surface.....	29
1.3.2. Influence de l'intégrité de surface sur la fiabilité des pièces.....	31
1.3.3. Paramètres influents sur l'intégrité de surface .....	32
1.4. Modélisation et compensation des défauts en usinage .....	37
1.4.1. Déformation élastique de la pièce sous l'effet des efforts de coupe.....	37
1.4.2. Compensation des défauts liés au bridage de la pièce.....	44
1.4.3. Modélisation des défauts liés aux contraintes résiduelles .....	46
1.5. Conclusions de l'état de l'art.....	49
1.6. Délimitations du domaine d'étude.....	50
<b>2. Usinabilité de l'Inconel 718 en tournage de finition.....</b>	<b>51</b>
2.1. Introduction .....	52
2.2. Démarche expérimentale.....	53
2.3. Analyse préliminaire : Caractérisation de l'usinabilité de l'Inconel 718 avec un outil neuf.	54
2.4. Article publié dans JMPT : Modélisation des efforts de coupe avec l'usure de l'outil et caractérisation de l'intégrité de surface.....	58
1. Introduction .....	59
2. Study parameters and experimental setup .....	61
3. Generalised cutting force model when using a fresh tool .....	62
4. Cutting force model taking wear into account.....	65
5. Surface integrity analysis .....	73

6.	Conclusions .....	78
2.5.	Analyses complémentaires : Modèle d'efforts de coupe.....	81
2.6.	Analyses complémentaires : Observation de la microstructure dans la ZAPU.....	86
2.7.	Bilan et perspectives.....	91
<b>3.</b>	<b>Observation et quantification de l'influence respective des phénomènes responsables de défauts géométriques.....</b>	<b>93</b>
3.1.	Introduction .....	94
3.2.	Analyse préliminaire : Mesure de distorsions sur la face non usinée.....	95
3.3.	Article publié dans JMP : Quantification de l'influence respective des CR d'usinage et de la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage sur les défauts géométriques.....	96
1.	Introduction .....	97
2.	Scientific approach and experimental procedure.....	98
3.	Study of geometrical errors resulting from machining induced residual stresses - Stiffened disc 105	
4.	Study of geometrical errors resulting from workpiece elastic deformation and machining induced residual stresses - Free disc.....	107
5.	Conclusions .....	113
3.4.	Analyse complémentaire : Traitement des résultats de mesure laser .....	116
3.5.	Analyse complémentaire : Relation entre les distorsions et les CR introduites dans la ZAPU 118	
3.6.	Bilan et perspectives.....	128
<b>4.</b>	<b>Modélisation et compensation du défaut d'undercut lié à la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage .....</b>	<b>129</b>
4.1.	Introduction .....	130
4.2.	Analyses préliminaires : Modélisation du défaut d'undercut par une méthode analytique.	131
4.3.	Article soumis dans IJAMT : Modélisation du défaut d'undercut par une méthode numérique.....	135
1.	Introduction .....	136
2.	Case study.....	137
3.	Cutting force model considering tool wear .....	139
4.	Modelling of location dependant stiffness.....	143
5.	Undercut simulation and compensation .....	144
6.	Conclusions .....	149
4.4.	Analyses complémentaires : Modélisation et compensation du défaut d'undercut.....	151
4.5.	Bilan et perspectives.....	155
<b>5.</b>	<b>Conclusions et perspectives de l'étude.....</b>	<b>158</b>
	<b>Références globales.....</b>	<b>162</b>

<b>A. Annexes.....</b>	<b>175</b>
A.1. Annexes du chapitre 2 .....	175
A.1.1. Approvisionnement en matière.....	175
A.1.2. Observation des manifestations d'usure au MEB.....	179
A.1.3. Analyse de l'évolution de l'usure en dépouille pendant la durée de vie de l'outil.....	180
A.1.4. Gradient de taille des grains en fonction de la position radiale.....	184
A.2. Annexes du chapitre 3 .....	185
A.2.1. Traitement des mesures laser.....	185
A.2.2. Recalage des mesures dans le repère de la pièce.....	189
A.2.3. Fabrication des disques.....	190
A.2.4. Analyse complémentaire des mesures de CR dans la ZAPU .....	194
A.2.5. Modèle mécanique analytique de plaque circulaire.....	198
A.3. Annexes du chapitre 4 .....	205
A.3.1. Validité du modèle d'effort de coupe avec usure en dehors du domaine d'identification	205
A.3.2. Influence de la vitesse de coupe sur l'évolution des efforts de coupe.....	206

## Introduction générale

### a) Contexte industriel de l'étude et problématiques

Dans l'industrie aéronautique, les procédés d'usinage conventionnels continuent à occuper une part importante de la gamme de fabrication des pièces à forte valeur ajoutée. Les objectifs de réduction de poids et d'augmentation du rendement énergétique des turboréacteurs imposent de prendre en compte deux aspects majeurs induisant des contraintes et des choix spécifiques. D'une part, l'amincissement des pièces nécessite des précautions afin de respecter les tolérances géométriques. D'autre part, il est nécessaire d'employer des matériaux résistants à des températures de plus en plus élevées. Ces matériaux sont souvent réputés comme étant difficiles à usiner. C'est le cas notamment pour de nombreuses pièces tournantes en alliage de nickel, présentes dans les parties chaudes d'un turboréacteur (*i.e.* les pièces situées après la chambre de combustion), comme les disques de turbines illustrés en Figure 1. Ces pièces possèdent des parties minces appelées brides qui permettent l'assemblage des différents étages de la turbine. Ces brides doivent respecter des tolérances géométriques strictes afin de permettre l'assemblage. Il n'est pas rare que des défauts géométriques apparaissent sur ce type de pièce au cours de la fabrication.

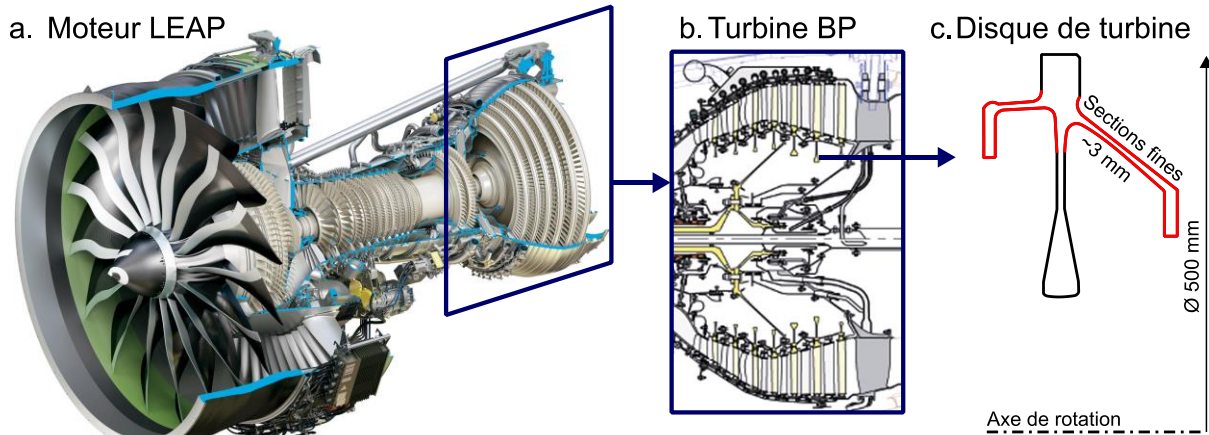


Figure 1. a - Moteur LEAP, b - Vue en coupe de la turbine Basse Pression (BP), c - Vue en coupe d'un étage de disque de la turbine BP, brides surlignées en rouge (Source SAFRAN).

Du fait de la forte valeur ajoutée de ces pièces, il est industriellement important d'être capable de prévoir l'apparition de défauts géométriques afin d'éviter la mise au rebut de pièces finies pour cause de non conformités non acceptables. Trois phénomènes mécaniques principaux ont été identifiés comme responsables de l'apparition de défauts géométriques et font l'objet de cette étude :

- *Le rééquilibrage des contraintes résiduelles présentes a priori dans le brut (contraintes résiduelles pré-usinage) :*

Les contraintes résiduelles (CR) pré-usinage sont celles présentes dans la pièce brute en raison des étapes d'élaboration et/ou de mise en forme antérieures à l'usinage. L'enlèvement de matière, pendant l'usinage, entraîne un rééquilibrage des contraintes résiduelles pré-usinage qui se traduit toujours par une déformation de la pièce.

- *L'introduction de contraintes résiduelles pendant l'usinage (contraintes résiduelles d'usinage) :*

L'usinage introduit des contraintes résiduelles sous la surface usinée sur une faible épaisseur. Cette zone est appelée Zone Affectée par le Procédé d'Usinage (ZAPU) dans la suite de l'étude. Ces contraintes résiduelles engendrent aussi des déformations par rééquilibrage.

- *La déformation élastique de la pièce pendant l'usinage sous les efforts de coupe :*

Les parties minces de la pièce se déforment élastiquement sous les efforts de coupe. Cela provoque une interférence géométrique négative entre l'outil et la pièce et engendre des défauts dimensionnels. En effet, l'épaisseur de matière enlevée à la pièce est alors inférieure à celle souhaitée. Le défaut de sous-enlèvement de matière lié à cette interférence négative est appelé « défaut d'undercut » dans la suite de l'étude.

Ces trois phénomènes engendrent donc des défauts géométriques qui complexifient la conception d'une gamme de fabrication. Dans les logiciels de Fabrication Assistée par Ordinateur (FAO), les pièces sont modélisées par leur géométrie nominale. Aussi, les trois phénomènes susmentionnés ne sont pas pris en compte dans la génération de la trajectoire de l'outil. De nombreuses méthodes sont développées dans la littérature pour compenser ou contrôler l'influence de chaque phénomène. Cependant, aucune de ces méthodes n'est encore intégrée dans les logiciels FAO pour un usage généralisé. Par conséquent, la compensation d'erreurs géométriques sur des pièces minces de grandes dimensions se fait encore par des processus expérimentaux itératifs au cas par cas. Cela provoque un allongement conséquent du temps de fabrication de ces pièces critiques.

L'enjeu pour SAFRAN est de mieux comprendre et prévoir les défauts dimensionnels et géométriques générés lors de l'usinage des parties minces des pièces. Les travaux présentés dans ce document s'inscrivent dans un vaste projet, porté par SAFRAN en partenariat avec de nombreux laboratoires. Ce projet vise à développer des méthodologies d'anticipation et de compensation des non-conformités pouvant apparaître pendant l'usinage (cf. Figure 2). A terme, le but ultime serait d'inclure dans un logiciel de FAO, des méthodologies permettant de prendre en compte les divers phénomènes responsables de défauts.

Les objectifs de ces travaux de recherche pour SAFRAN sont :

- Acquérir de nouvelles connaissances pour la compréhension et la caractérisation des principaux phénomènes responsables de non-conformités pendant l'usinage des parties minces des pièces.
- Développer des méthodologies d'anticipation et de compensation de ces non-conformités.

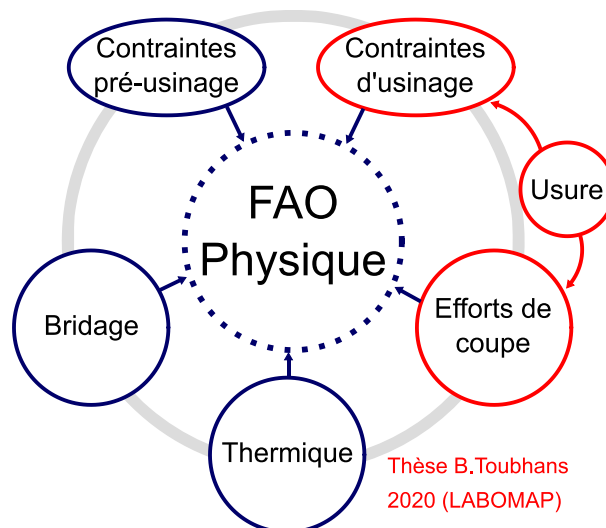


Figure 2. Problématiques nécessitant des efforts de développement afin d'anticiper les non-conformités pouvant apparaître pendant la finition sur des pièces minces.

## b) Objectifs et verrous scientifiques

L'objectif principal de la thèse est de caractériser et de quantifier l'influence respective des efforts de coupe et des contraintes résiduelles d'usinage sur l'apparition de défauts géométriques et dimensionnels. Cet objectif principal est divisé en sous-objectifs :

- Mieux comprendre l'usinabilité de l'Inconel 718. Notamment l'influence de l'usure de l'outil sur les efforts de coupe et les contraintes résiduelles introduites dans la ZAPU.
- Analyser et quantifier l'influence respective des phénomènes responsables des défauts géométriques. L'objectif principal est d'établir si les CR d'usinage ont une influence significative sur l'apparition de défauts géométriques dans le cas étudié.

*Verrous scientifiques associés : il est difficile de dissocier l'effet des trois phénomènes étudiés sur l'apparition de défauts géométriques. En effet, ces phénomènes interviennent simultanément pendant l'enlèvement de matière.*

- Développer des approches de modélisation des phénomènes principaux afin de pouvoir quantifier et prédire les défauts géométriques.
- Proposer des stratégies de compensation pour obtenir des pièces de géométrie conforme et réduire le temps de fabrication.

*Verrous scientifiques associés : la modélisation des efforts de coupe ou la prédiction de l'intégrité de surface sont des verrous par eux-mêmes. Le but du projet est de disposer de ces éléments comme données d'entrée pour modéliser la déformation des pièces. L'enjeu est donc de proposer des solutions phénoménologiques suffisamment fidèles à la réalité, rapides à identifier et à utiliser.*

## c) Démarche scientifique de la thèse

Les travaux de thèse portent majoritairement sur des expérimentations ainsi que la modélisation des phénomènes étudiés. Ils ont pour but de répondre aux 4 objectifs exposés dans le paragraphe b). La démarche scientifique peut ainsi être divisée en trois volets :

- *Volet I : Usinabilité de l'Inconel 718 TR.*

De nombreuses caractérisations expérimentales sont réalisées afin de récolter les évolutions d'efforts et d'usure de l'outil au cours de la durée de vie de l'outil. Ces mesures servent de données d'entrée pour développer un modèle d'effort de coupe prenant en compte l'effet de l'usure. De plus, des mesures de contraintes résiduelles sont effectuées. Elles permettent de caractériser l'effet des paramètres de coupe et de l'usure de l'outil sur les niveaux de CR d'usinage introduits dans la ZAPU.

- *Volet II : Observation et quantification de l'influence respective des phénomènes responsables de défauts géométriques.*

Une méthodologie expérimentale visant à mesurer les défauts géométriques *in situ* est développée. Elle permet de quantifier l'influence respective des CR d'usinage et pré-usinage, ainsi que celle de la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage et le bridage, sur les défauts géométriques.

- *Volet III : Développement de stratégies d'anticipation et de compensation du défaut d'undercut.*

Deux approches de simulation, analytique et numérique, du défaut d'undercut sont développées. Elles consistent à coupler un modèle de raideur locale de pièce et d'efforts de coupe afin de modéliser l'équilibre statique de la pièce pendant l'usinage sous l'effet des

efforts de coupe. L'approche numérique est généralisable et adaptée aux modèle complexes contrairement à l'approche analytique.



La restitution des travaux prend la forme d'un mémoire par articles qui compile trois articles soumis à des revues internationales à comité de lecture. Chaque article compose le corps de texte d'un chapitre, il est précédé d'un paragraphe d'introduction et complété par des analyses préliminaires et/ou complémentaires le cas échéant. Le mémoire est donc composé de cinq chapitres distincts :

**Chapitre 1** : Etat de l'art sur la contribution de la communauté scientifique vis-à-vis de deux sujets centraux de l'étude :

- L'usinabilité de l'Inconel 718 et la caractérisation de l'intégrité de surface dans la Zone Affectée par le Procédé d'Usinage.
- La caractérisation, la modélisation et la compensation des phénomènes responsables de défauts géométriques pendant l'usinage de pièces minces.

**Chapitre 2** : Présentation des travaux du volet I : Usinabilité de l'Inconel 718 TR en tournage de finition.

Journal of Materials Processing Technology  
Machinability of Inconel 718 during turning: Cutting force model  
considering tool wear, influence on surface integrity  
Bastien Toubhans, Guillaume Fromentin, Fabien Viprey, Habib Karaoui, Théo Dorlin  
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2020.116809>

**Chapitre 3** : Présentation des travaux du volet II : Observation et quantification de l'influence respective des phénomènes responsables de défauts géométriques.

Journal of Manufacturing Processes  
Study of phenomena responsible for part distortions when turning thin Inconel 718  
workpieces  
Bastien Toubhans, Fabien Viprey, Guillaume Fromentin, Habib Karaoui, Théo Dorlin  
<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.11.007>

**Chapitre 4** : Présentation des travaux du volet III : Développement de stratégies d'anticipation et de compensation du défaut d'undercut.

International Journal of Advanced Manufacturing Technology  
An approach, considering tool wear, to simulate undercut error when machining  
thin workpieces  
Bastien Toubhans, Philippe Lorong, Fabien Viprey, Guillaume Fromentin, Habib Karaoui  
[Soumis]

**Chapitre 5** : Conclusions et perspectives.

# Chapitre 1

## **1. État de l'art : Caractérisation et modélisation des défauts géométriques pouvant apparaître en finition sur des pièces flexibles.**

1.1.	Défauts géométriques en usinage .....	7
1.1.1.	Classification des défauts géométriques et de leurs origines.....	7
1.1.2.	Caractérisation des défauts géométriques et de leurs origines .....	15
1.1.3.	Méthodologies de quantification de l'influence de chaque phénomène sur l'apparition de défauts géométriques .....	20
1.2.	Inconel 718.....	21
1.2.1.	Propriétés métallurgiques .....	21
1.2.2.	Usinabilité .....	24
1.3.	Zone Affectée par le Procédé d'Usinage.....	29
1.3.1.	Différents aspects de l'intégrité de surface.....	29
1.3.2.	Influence de l'intégrité de surface sur la fiabilité des pièces.....	31
1.3.3.	Paramètres influents sur l'intégrité de surface .....	32
1.4.	Modélisation et compensation des défauts en usinage .....	37
1.4.1.	Déformation élastique de la pièce sous l'effet des efforts de coupe.....	37
1.4.2.	Compensation des défauts liés au bridage de la pièce.....	44
1.4.3.	Modélisation des défauts liés aux contraintes résiduelles .....	46
1.5.	Conclusions de l'état de l'art.....	49
1.6.	Délimitations du domaine d'étude.....	50

L'enjeu de ce premier chapitre est d'introduire les phénomènes responsables de l'apparition de défauts géométriques en usinage. Le sujet étant vaste, seuls les phénomènes, identifiés comme étant au cœur du sujet dans l'introduction générale, sont développés en détail dans ce chapitre.

La partie 1.1 présente une liste exhaustive des phénomènes responsables de défauts géométriques en usinage ainsi que des méthodes de caractérisation de ces défauts et de leurs origines. La partie 1.2 traite, quant à elle, du matériau considéré dans cette étude, l'Inconel 718, et présente des éléments sur son usinabilité. La partie 1.3 est dédiée à l'étude de l'intégrité de surface dans la Zone Affectée par le Procédé d'Usinage (ZAPU) en fonction des paramètres du procédé et de l'usure de l'outil. Les différentes approches de modélisation et de simulation rencontrées dans la littérature, pour prédire les défauts géométriques pouvant apparaître pendant l'usinage, sont synthétisées dans la partie 1.4. Diverses méthodologies de compensation de ces défauts y sont abordées. La partie 1.5 propose une conclusion des recherches bibliographiques menées et justifie la démarche scientifique définie pour ces travaux. Enfin, la partie 1.6 présente la délimitation du domaine d'étude.

## **1.1. Défauts géométriques en usinage**

### **1.1.1. Classification des défauts géométriques et de leurs origines**

L'exactitude est une des préoccupations majeures des usineurs. Elle peut être définie comme le degré de conformité entre une pièce finie et le plan qui spécifie ses dimensions (Ramesh et al., 2000a). Le procédé d'usinage est un procédé de fabrication soustractive où un outil coupant vient retirer de la matière localement sur une pièce par l'intermédiaire de mouvements relatifs entre l'outil et la pièce. L'exactitude de ce procédé dépend notamment de la capacité de la machine-outil à positionner l'outil relativement à la pièce pour produire une surface conforme au dessin de définition. En réalité, les sources d'erreurs en usinage sont multiples et peuvent être classées dans quatre catégories. Les erreurs liées à la machine-outil, au matériau usiné, au procédé de coupe en lui-même et à l'environnement. Deux types de défauts géométriques sont considérés. Le premier type de défaut est lié à une interférence négative ou positive entre l'outil et la pièce. Ces interférences créent des défauts dimensionnels qui se traduisent respectivement par un sous-enlèvement ou un sur-enlèvement local de matière. Un sous-enlèvement de matière est appelé « défaut d'undercut » dans la suite de cette étude. Le deuxième type de défaut se caractérise par des distorsions à l'échelle de la pièce. Les distorsions désignent dans la suite de l'étude les changements indésirables de forme de la pièce qui peuvent apparaître au cours de la fabrication (Brinksmeier et al., 2007).

#### **1.1.1.1. Erreurs liées à la machine-outil et son environnement**

Les erreurs propres à la machine-outil peuvent être liées à sa géométrie et à sa cinématique, elles-mêmes affectées par divers phénomènes liés à l'environnement ou la mise en œuvre du procédé comme illustré sur la Figure 1.1.

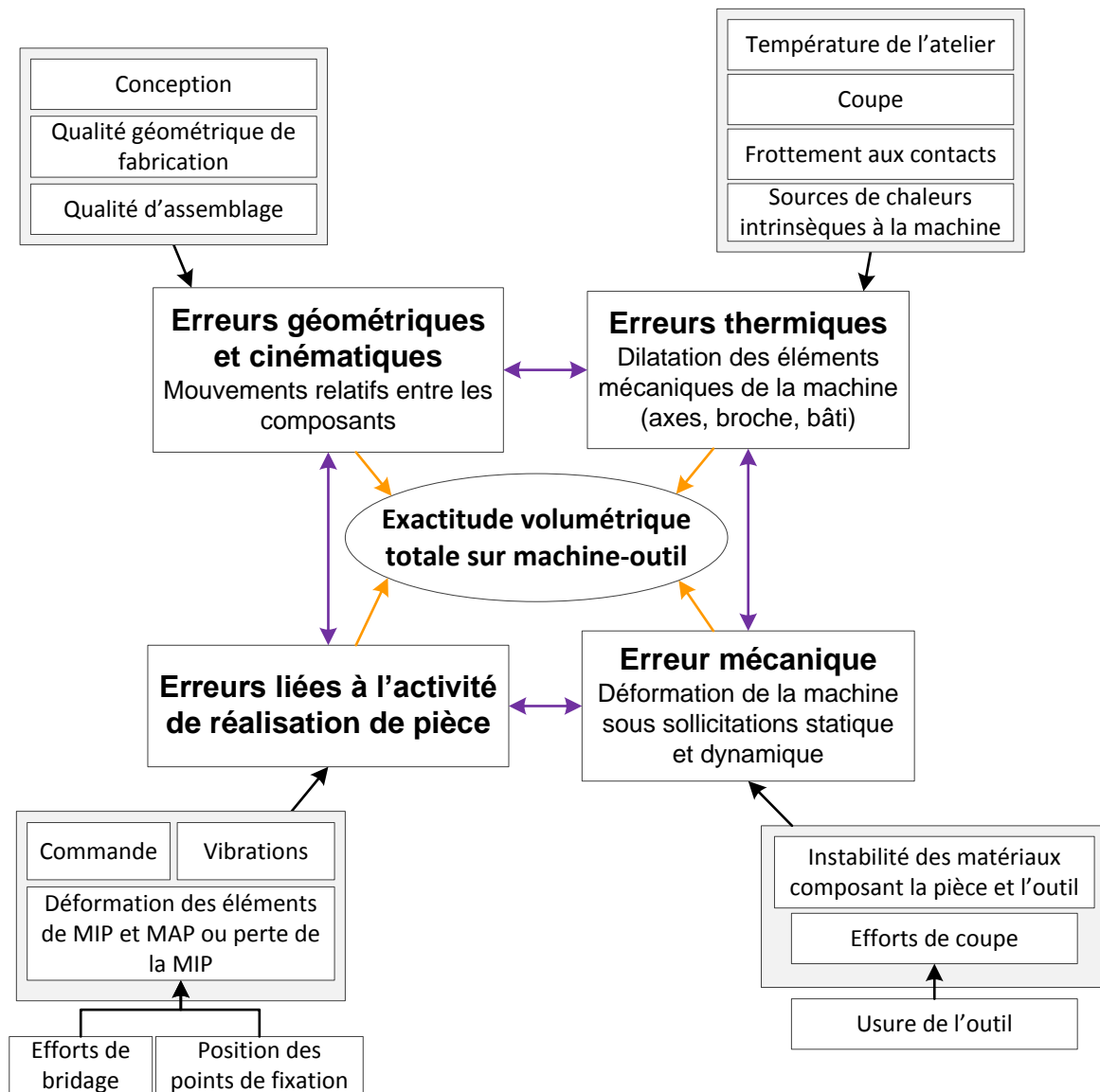


Figure 1.1. Sources d'erreurs liées à la MOCN, son environnement, d'après (Mekid and Ogedengbe, 2010 ; Ramesh et al., 2000a, 2000b ; Viprey, 2016).

Malgré les nombreux travaux et développements visant à perfectionner les machines-outils aussi bien vis-à-vis de leur structure que de leur commande numérique, il reste impossible de fabriquer une machine parfaite ne générant aucune erreur à l'issue du procédé d'usinage. En effet, tout assemblage mécanique nécessite la présence de jeu pour fonctionner. La plus exacte des machines n'est pas infiniment rigide et possède des défauts géométriques dont les plus connus sont : rectitude et planéité des glissières d'axes de translation, alignement de l'axe de broche, perpendicularité des axes entre eux, erreur de positionnement (Chen, 1995 ; Viprey, 2016). Mekid et Ogedengbe (2010) classent les sources d'erreur en fonction de leur sévérité et dressent le constat suivant ; une machine ayant une conception et un assemblage « parfait » reste sujette aux déviations induites par la thermique, les sollicitations statiques et dynamiques ou à l'environnement. Il est donc plus économique de réduire l'erreur volumétrique par des stratégies de compensation plutôt que d'essayer de concevoir et fabriquer une machine « parfaite ». Ces stratégies tendent à modifier la position commandée de l'outil par rapport à la position nominale issue de la Fabrication Assistée par Ordinateur (FAO). Ces approches de compensation ne sont possibles que si les sources d'erreurs sont mesurables. Ramesh et al. (2000a, 2000b) présentent des méthodes standards de mesure d'erreur volumétrique sur machine-outil et différentes stratégies et méthodologies de compensation. Schwenke et al. (2008) synthétisent

les avancées plus récentes sur les mêmes problématiques de mesure des défauts géométriques des Machines-Outils à Commandes Numériques (MOCN) et les méthodes de compensation. Un changement de stratégie est observé chez les producteurs de machines qui intègrent de plus en plus ces compensations d'erreurs systématiques dans leur Commande Numérique (CN). Les principaux freins à ces développements restant la forte dépendance à la thermique et la tendance des méthodes de compensation à créer un phénomène d'hystérésis (frottement sec).

En définitive, l'exactitude d'une machine-outil moderne se situe entre 1  $\mu\text{m}$  et 10  $\mu\text{m}$  pour une machine de haute exactitude (Ramesh et al., 2000a) et entre 10 et 50  $\mu\text{m}$  pour une machine standard. Si la précision de la machine est un des paramètres entrant dans la conformité de la pièce réalisée par usinage, les conditions de coupe et le matériau usiné, étudiés au paragraphe suivant, peuvent donner lieu à des défauts géométriques dont l'ordre de grandeur est supérieur.

### 1.1.1.2. Erreurs liées au procédé de coupe et au matériau usiné

Pendant le procédé d'usinage, le couplage de phénomènes thermomécaniques peut être responsable de défauts géométriques (cf. Figure 1.2). Parmi les principaux phénomènes, les suivants sont détaillés par la suite :

- La déformation élastique de la pièce sous les efforts de coupe ou de bridage,
- L'élévation de la température de la pièce pendant l'usinage,
- Le rééquilibrage des contraintes résiduelles pré-usinage suite à l'enlèvement de matière,
- L'introduction de contraintes résiduelles d'usinage (CR d'usinage).

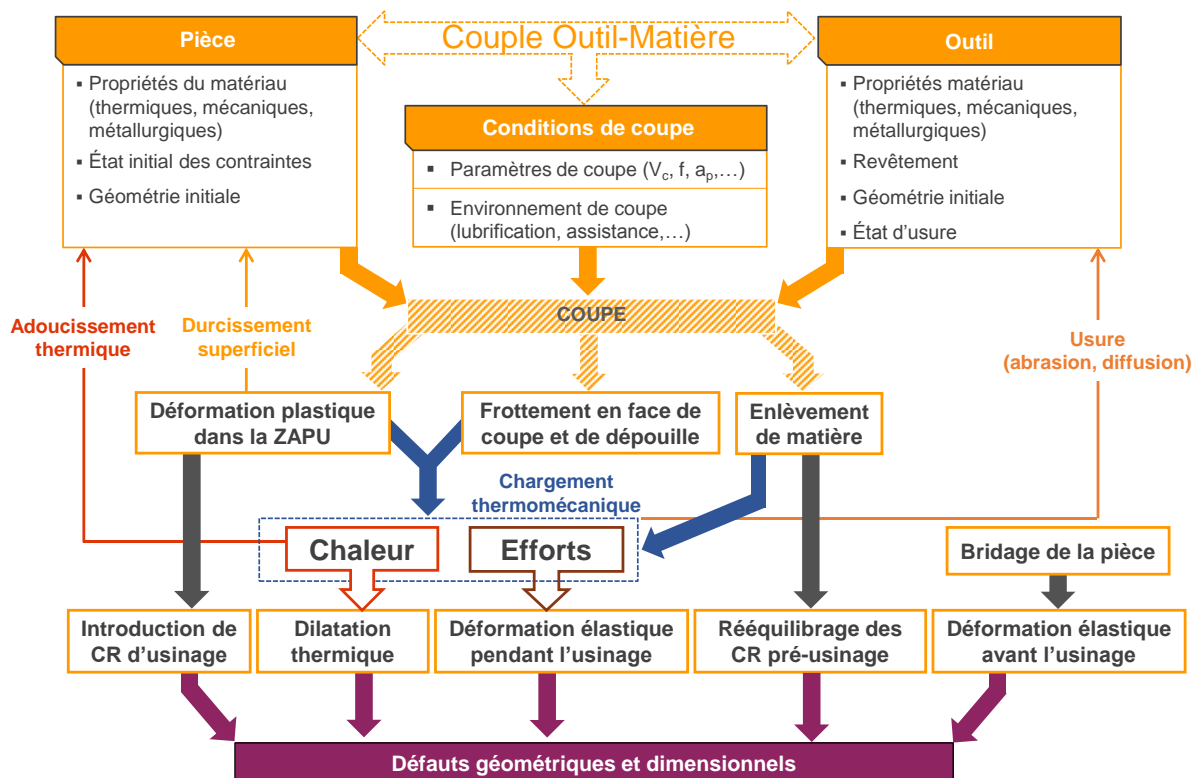


Figure 1.2. Sources de défauts géométriques liés au procédé de coupe (d'après [Gazay, 2017]).

1.1.1.2.1. Déformations élastiques de la pièce

Dans cette partie les déformations élastiques de la pièce pendant le bridage et sous sollicitation statique des efforts de coupe pendant l'usinage sont traitées séparément.

Pendant le bridage, le système de serrage applique des efforts à la pièce ce qui induit des déformations élastiques. Cela peut avoir deux conséquences : dégrader la qualité géométrique finale de la pièce et compromettre son maintien et sa mise en position. En ce qui concerne les déformations, des défauts d'overcut et d'undercut sont observés respectivement proche et loin des points de serrage. Dans le cas de l'usinage de pièces cylindriques de faible épaisseur, Brinksmeier et al. (2007) montrent que le nombre de mors et l'effort de serrage jouent un rôle majeur dans l'apparition de tels défauts. Par exemple, l'usinage intérieur ou extérieur d'une pièce cylindrique de faible épaisseur bridée dans un mandrin à trois mors conduit inévitablement à un défaut trilobé lorsque la pièce est débridée comme illustré en Figure 1.3.

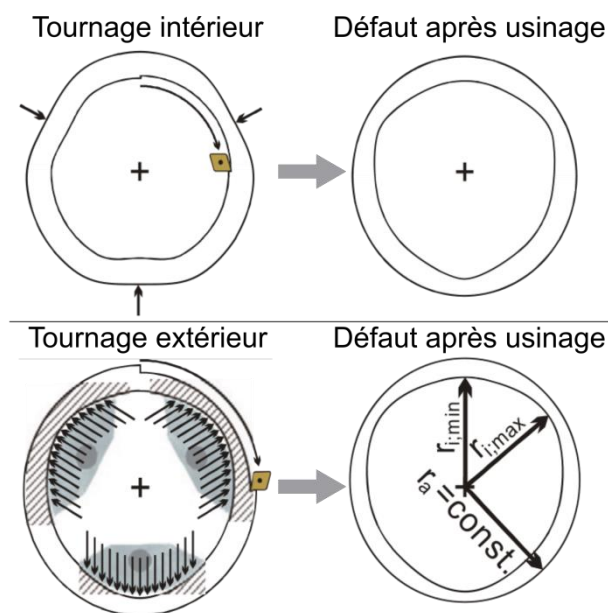


Figure 1.3. Défaut trilobe lié au bridage sur une pièce cylindrique [Brinksmeier et al., 2007].

Dans le cas de pièces de grandes dimensions, telles que les disques, présents dans les moteurs à réaction ou les turbines, les systèmes de fixation sont souvent hyperstatiques et ajoutent de la déformation à la pièce au moment du bridage. Par conséquent, un défaut de forme apparaît lors du débridage par retour élastique [Gonzalo et al., 2017]. Les défauts liés au système de bridage sont une des principales causes de rejet de pièces [Radcliffe, 1971]. Ce sujet fait l'objet de nombreux travaux de recherche visant à réduire les erreurs liées au bridage, et sont présentés au paragraphe 1.4.2.

Pendant l'usinage, la pièce est soumise à des efforts de coupe. Dans le domaine élastique, il y a une relation de proportionnalité entre l'effort appliqué et la déformation résultante de la pièce. La constante de proportionnalité est la raideur (ou la souplesse) de la structure au point d'application des efforts. La raideur est une grandeur locale qui traduit la capacité d'une structure à résister à une déformation sous sollicitation mécanique. Elle dépend de la rigidité du matériau (module d'Young et coefficient de Poisson) et de la géométrie de la pièce. Les pièces ou portions de pièce possédant une faible raideur ont donc tendance à se déformer pendant l'usinage ce qui occasionne inévitablement un défaut d'undercut. Les pièces utilisées en aéronautique sont de plus en plus minces afin d'optimiser le rapport poids/résistance mécanique. De nombreuses études existent sur le fraisage des aubes de turbines ou de compresseurs [Ma et al., 2018, Yan, 2018]. Ces pièces ont la particularité d'avoir des géométries complexes avec une rigidité hétérogène le long de la trajectoire de l'outil. De nombreuses

études se concentrent sur la modélisation des efforts de coupe et de la raideur locale de pièces flexibles, afin de compenser le défaut d'undercut. Elles sont synthétisées au paragraphe 1.4.1. Cependant, peu d'entre elles traitent du tournage.

#### 1.1.1.2.2. *Augmentation de la température de la pièce*

Le procédé d'usinage utilise l'énergie mécanique procurée par la machine pour cisailer la matière. Pendant la coupe, une grande partie du travail de déformation est transformée en chaleur. La majorité de cette chaleur est évacuée dans le copeau et dans l'outil [Artozoul et al., 2015] mais une partie est transmise à la pièce. Dans certaines conditions de coupe comme le tournage à sec, l'élévation de la température de la pièce peut être importante. Cela représente une augmentation de la température de la pièce de plusieurs dizaines de degrés ([Klocke et al., 2013] dans l'acier AISI 1045 et Schindler et al. (2013) dans un alliage d'aluminium de série 2000). Cela a deux conséquences : premièrement, quand la température augmente, la pièce se dilate, ce qui entraîne un défaut d'overcut après refroidissement de la pièce dans le cas du tournage extérieur. Un défaut d'undercut apparaît dans le cas du tournage intérieur ou du perçage. Schindler et al. (2013) observent, dans le cas du chariotage en usinage extérieur d'un barreau d'aluminium à sec avec des plaquettes PCD à  $V_c = 300$  m/min, un défaut d'overcut de 25 microns au diamètre. Ce défaut, dépend du diamètre de la pièce usinée, et correspond à la dilatation thermique liée à l'augmentation de température de 40°C mesurée à la surface de la pièce pendant l'usinage. Deuxièmement, selon le gradient de température qui s'établit à l'échelle de la pièce, des distorsions peuvent apparaître pendant l'usinage provoquant aussi des défauts géométriques.

#### 1.1.1.2.3. *Rééquilibrage des CR pré-usinage*

Les traitements de mise en forme (forge, laminage,...) et les traitements thermiques (trempe, revenu...) introduisent un champ de contraintes résiduelles dans le volume de la pièce, appelées CR pré-usinage dans la suite de l'étude. Les contraintes résiduelles sont définies comme des contraintes mécaniques dans un corps solide à l'équilibre, qui n'est éventuellement pas exposé à des forces ou des moments extérieurs et qui ne contient pas de gradient de température [Denkena et al., 2008]. Le champ de contraintes résiduelles représente l'équilibre de la pièce et résulte de la superposition de contraintes à trois échelles :

- Contraintes macroscopiques : homogènes sur plusieurs grains, elles s'équilibrent à l'échelle de la pièce.
- Contraintes microscopiques quasi homogènes : homogènes sur un grain ou une partie d'un grain, elles s'équilibrent à l'échelle de plusieurs grains.
- Contraintes microscopiques non homogènes : hétérogènes à l'échelle du grain, elles s'équilibrent sur une petite partie de grain.

Pendant l'usinage, l'enlèvement de matière perturbe l'équilibre mécanique de la pièce ce qui entraîne un rééquilibrage continu du champ de CR pré-usinage. Cela se traduit par des distorsions à l'échelle de la pièce. Les formes classiques de répartition de CR pré-usinage, à travers l'épaisseur, dans les pièces brutes sont rappelées par Li et al. (2018). Les procédés de pliage donnent lieu à des profils asymétriques suivant la profondeur « en Z » ou « en N » tandis que les pièces forgées, laminées ou coulées présentent plutôt un profil symétrique « en pont » ou « en M » (cf. Figure 1.4).

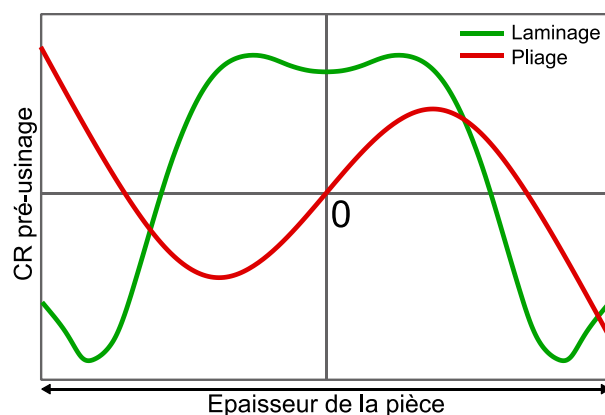


Figure 1.4. Profils classiques de répartition des contraintes pré-usinage dans l'épaisseur d'une pièce suite à différents procédés de mise en forme. Laminage [Chatelain et al., 2011] et pliage [Li et al., 2018].

Pour donner un ordre de grandeur des défauts pouvant survenir suite au rééquilibrage de CR pré-usinage, [Richter-Trummer et al., 2013] usinent des plaques d'aluminium laminées. Le profil mesuré de CR pré-usinage a une amplitude de 30 MPa et est symétrique sur l'épaisseur de la plaque d'épaisseur 6 mm. L'enlèvement de 3 mm de matière suivant l'épaisseur génère une distorsion de 0.4 mm dans le sens de la longueur (200 mm) et 0.2 mm dans le sens de la largeur (20 mm). Malgré la faible amplitude du champ de CR pré-usinage, des distorsions significatives sont observées à l'échelle de la pièce. Schulze et al. (2013) travaillent avec un champ de contraintes pré-usinage asymétrique obtenu par flexion au-delà du domaine élastique. Ils montrent que l'amplitude des distorsions dépend à la fois de l'amplitude du champ de CR pré-usinage mais aussi de la quantité de matière enlevée. Non seulement la pièce devient moins rigide là où de la matière est enlevée, mais le déséquilibre du champ de contrainte est aussi plus grand. Ils observent un facteur 10 entre les distorsions obtenues avec une réduction de l'épaisseur de la pièce d'un tiers et d'une moitié de l'épaisseur initiale. Le rééquilibrage est plus important lorsque le plan de symétrie de la répartition des contraintes est dépassé.

#### 1.1.1.2.4. Introduction de CR d'usinage

Pendant la coupe, la matière subit un chargement thermomécanique complexe. Par conséquent, elle peut être déformée plastiquement ou subir des modifications métallurgiques. Jacobus et al. (2001) et Wiesner (1992) fournissent une analyse qualitative permettant de comprendre l'enchaînement des étapes qui conduisent à l'introduction de CR d'usinage. La matière sous l'outil de coupe est divisée en trois zones (cf. Figure 1.6) :

- La zone, constituée de la surface usinée et d'une très faible épaisseur sous la surface, affectée par les phénomènes thermiques et mécaniques (ZATM),
- La zone, en sous-surface, uniquement affectée par les phénomènes mécaniques (ZAM),  
La ZAPU est donc divisée en 2 parties : la ZATM et la ZAM,
- La zone sous la ZAPU qui n'est pas affectée par le procédé d'usinage (ZNA).

#### Chargements thermiques :

Pendant le passage de l'outil, la ZATM chauffe et se dilate. L'énergie thermique vient principalement du frottement outil/pièce et de l'énergie libérée par le cisaillement de la matière. La ZATM est contrainte par la ZAM qui reste froide. Cela peut provoquer un champ de déformation plastique de compression dans la ZATM favorisé par la faible résistance élastique à haute température. Il en résulte des contraintes résiduelles de traction lorsque les chargements disparaissent.



*Chargements mécaniques :*

La matière passant sous l'outil de coupe peut être déformée plastiquement deux fois de suite et avec un signe opposé (cf. Figure 1.5) :

- A l'avant de l'outil, il y a une large zone de déformation plastique de compression associée au champ de contraintes du plan de cisaillement.
- A l'arrière de l'outil, il y a une petite zone de déformation plastique de traction à l'interface entre la face de dépouille et la surface usinée.

De plus, le fort écrouissage et la multiplication des défauts microstructuraux proches de la surface usinée impliquent une relaxation élastique plus forte dans la ZATM.

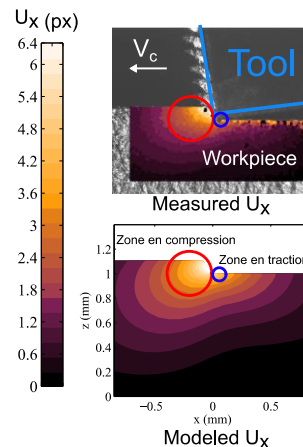


Figure 1.5. Champ de déplacement mesuré (par corrélation d'image) et modélisé suivant la direction de  $V_c$  dans la ZAPU. Essais de rabotage en coupe orthogonale (Baizeau et al., 2015).

Il y a donc une compétition, pendant le passage de l'outil, entre la couche déformée plastiquement en compression et la couche déformée plastiquement en traction. Les facteurs qui favorisent la déformation plastique de compression à l'avant de l'outil sont d'après Wiesner (1992) :

- La diminution de l'angle de cisaillement,
- La diminution du rapport des contraintes tangentielles et normales dans la zone de cisaillement primaire,
- L'augmentation de la température de la pièce,
- L'augmentation de la résistance mécanique.

Un scénario simplifié de chargement thermomécanique pendant le passage de l'outil au-dessus d'une zone de la matière est proposé en Figure 1.6. Les chargements subis par deux zones de la matière sont retracés chronologiquement, une dans la ZATM proche de la surface et une dans la ZAM. Pour des raisons de simplification, un matériau fictif au comportement élastique purement plastique avec une résistance mécanique indépendante de la température est considéré.

- Position a : L'outil se situe juste avant la zone d'intérêt. La matière concernée est en compression. La zone rouge se déforme plastiquement, plus que la zone bleue.
- Position b : L'outil est au-dessus de la zone d'intérêt. L'élévation de température génère un peu plus de déformation plastique de compression dans la zone rouge mais pas dans la zone bleue, qui n'est pas affectée par la thermique.
- Position c : L'outil a dépassé la zone d'intérêt. La matière concernée est en traction. La zone rouge se déforme plastiquement, plus que la zone bleue.

Au final, il persiste dans la zone rouge une déformation plastique ( $\epsilon_r$ ) de compression, ce qui donne lieu à des contraintes résiduelles ( $\sigma_r$ ) de traction. La situation inverse est observée dans la zone bleue.

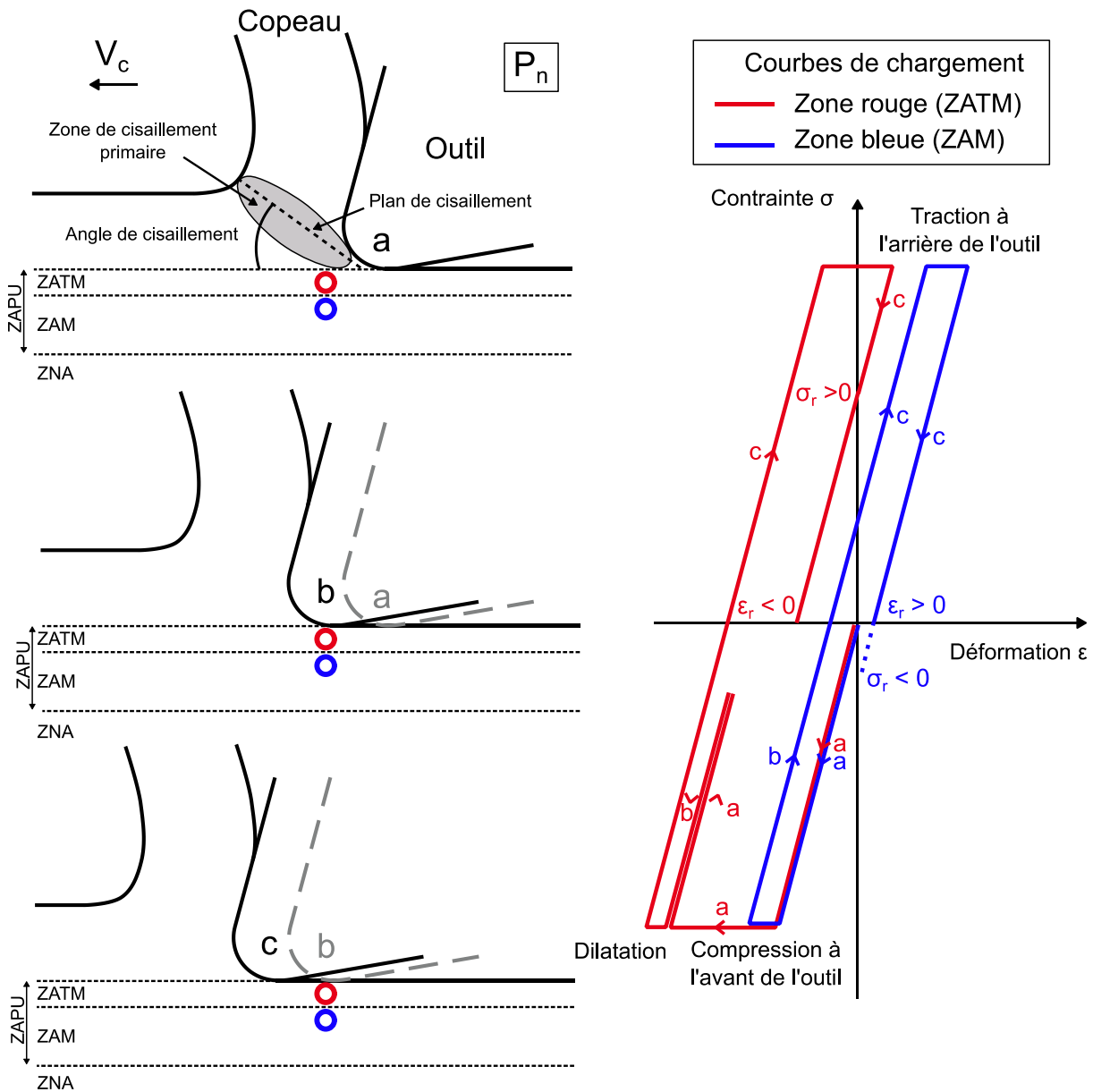


Figure 1.6. Scénario de chargement thermomécanique et contraintes résiduelles résultantes pour une zone de matière dans la ZATM et une autre dans la ZAM.

Il en résulte une ZAPU sur une faible épaisseur de l'ordre de quelques dixièmes de millimètre. Dans cette zone affectée, l'état mécanique et métallurgique est modifié. Le terme « intégrité de surface » (IS) désigne l'état de la matière sur la surface usinée et dans la ZAPU en termes de métallurgie, de mécanique et de topographie. Ces aspects sont détaillés au paragraphe 1.3.1. Dans cette zone, de nombreux chercheurs, (Bushlya et al., 2012 ; Devillez et al., 2011a ; Kortabarri et al., 2011 ; Madariaga et al., 2016 ; Sharman et al., 2006), s'accordent sur un profil de contraintes résiduelles ayant la forme caractéristique présentée en Figure 1.7. La valeur des contraintes diminue à partir de la valeur en surface jusqu'à un minimum puis augmente jusqu'à la valeur des contraintes à cœur. La nature des contraintes en surface (compression ou traction), la profondeur totale affectée, la profondeur et la valeur du minimum des contraintes varient en fonction d'une multitude de critères dont les principaux sont les conditions de coupe, la géométrie de coupe, l'usure de l'outil de coupe et

le matériau usiné (Devillez et al., 2011a). L'influence de ces critères sur l'intégrité de surface est présentée en détail au paragraphe 1.3.3. Dans le cas de l'Inconel 718, les gradients de contraintes peuvent dépasser 1 GPa dans la ZAPU (Devillez et al., 2011a). Malgré la faible épaisseur de cette zone, des distorsions peuvent apparaître en raison de ces contraintes résiduelles qui perturbent l'équilibre global de la pièce (Brinksmeier et al., 1982). L'intensité des distorsions dépend de la géométrie de la pièce, de la répartition et de l'intensité des contraintes (Yang et al., 2016). Une répartition hétérogène des contraintes favorise les distorsions.

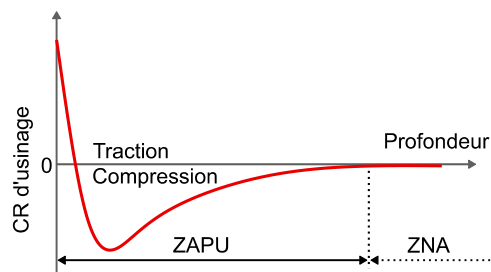


Figure 1.7. Profil de CR d'usinage classiquement observé dans la ZAPU (Bushlya et al., 2012 ; Devillez et al., 2011a ; Kortabbari et al., 2011 ; Madariaga et al., 2016 ; Sharman et al., 2006).

Les pièces de faible épaisseur, qui sont au centre de cette étude, sont d'autant plus sensibles aux phénomènes décrits précédemment. Afin de les comprendre, il est nécessaire de mesurer leurs causes et leurs effets. Les paragraphes suivants présentent donc des méthodes de mesure de défauts géométriques et des CR d'usinage et pré-usinage.

## 1.1.2. Caractérisation des défauts géométriques et de leurs origines

### 1.1.2.1. Méthodologies d'observation et de caractérisation des défauts géométriques

Les défauts géométriques liés à la coupe apparaissent pendant l'usinage. Il est donc complexe de les mesurer en direct. Les principales raisons sont le caractère intrusif des capteurs dans le volume de travail ainsi que la présence de copeaux et de lubrifiant incompatibles à leur utilisation.

La plupart des études caractérisent puis comparent les défauts de la pièce avant et après usinage. Une méthode répandue est le palpé 3D sur une machine de mesure tridimensionnelle (MMT) ou à l'aide d'un palpeur directement dans la machine-outil. Cherif et al. (2019a) mesurent la distorsion de plaques minces après rainurage en plaçant le montage expérimental sur MMT afin de comparer le défaut de forme de la pièce à différentes étapes du procédé : avant bridage, après usinage pièce bridée, après usinage pièce débridée. Brinksmeier et Sölter (2009) ; Huang et al. (2015) ; Schulze et al. (2013) utilisent une MMT dans leurs études. Richter-Trummer et al. (2013) utilisent un palpeur 3D directement dans la machine-outil pour mesurer l'altitude de la surface usinée en des points discrets afin de déterminer l'épaisseur locale de la pièce et la courbure de la surface usinée. Un palpeur 3D est aussi utilisé dans l'étude de Cho et al. (2006). Certains auteurs utilisent des machines de mesure de défauts géométriques spécialisées pour contrôler des défauts de forme, d'orientation ou de position. Par exemple, Masoudi et al. (2015) mesurent la rectitude et la cylindricité de tubes avant et après usinage. Ces méthodes sont très répandues et adaptées à l'environnement de production car elles sont des outils du contrôle métrologique.

D'autres méthodes optiques se développent en parallèle et offrent des avantages. Rebergue et al. (2018) font usage de la corrélation d'images pour mesurer la déformation de pièces de structure de grandes dimensions in process. L'avantage est la détermination de la déformation sur toute la pièce en une seule mesure. Pour les pièces de grandes dimensions, cela nécessite une calibration adaptée afin de limiter les phénomènes de distorsion optique. Cette méthode permet de mesurer un champ de déformation en 2D et nécessite que la déformation ne sorte pas du plan de mesure. Pour acquérir des champs de déformation en 3D, le développement des méthodologies de

scanning fondées sur la stéréo vision permet de mesurer rapidement la surface d'une pièce et d'obtenir les déformations à grande échelle ainsi que des détails à plus petite échelle. Urminsky et al. (2016) utilisent un scanner 3D, dans le cadre du procédé de soudage, pour mesurer la déformation des pièces à grande échelle, et la morphologie du cordon de soudure à petite échelle.

Ces méthodes optiques permettent d'acquérir et de calculer un champ de déformation rapidement, mais nécessitent des aménagements pour être implantées dans les machines-outils. Les palpeurs 3D restent la solution la plus facilement utilisable dans un environnement de machine-outil, à condition de maîtriser la stabilité thermique et géométrique de la machine, ou bien de disposer d'une pièce étalon (Viprey, 2016).

Peu d'études tentent de mesurer la déformation de la pièce pendant l'usinage. Cherif (2019) utilise une méthode indirecte pour mesurer la déformation de la pièce in-process, reposant sur l'utilisation de brides munies de capteurs piézoélectriques. Cela permet de mesurer l'évolution de l'effort de serrage pendant l'usinage. Il en déduit l'effet du rééquilibrage des contraintes pré-usinage. D'autres méthodes moins répandues font usage de capteurs de position sans contact ou de lasers.

L'une des principales sources de défauts géométriques considérée dans cette étude est le rééquilibrage des CR d'usinage et pré-usinage. Il est donc nécessaire de connaître ces champs de contraintes afin de comparer les mesures de distorsion avec les sources qui les ont produites.

#### **1.1.2.2. Mesure des contraintes résiduelles d'usinage et pré-usinage**

Dans le domaine des matériaux et procédés, il existe un réel besoin de connaître les champs de contraintes présents dans une pièce avant et après sa transformation. Cela permet de comprendre comment la pièce réagit pendant le procédé et comment ses performances en service seront affectées. Par la suite deux classes de méthodes de mesure sont distinguées, les méthodes destructives et les méthodes non destructives ou semi-destructives.

##### *1.1.2.2.1. Mesures destructives*

###### *Méthode des couches*

La méthode des couches permet d'obtenir le champ de CR pré-usinage présent initialement dans l'épaisseur de la pièce. Cette méthode consiste à retirer une certaine épaisseur de matière sur une pièce et à mesurer la déformation résultante afin de remonter au niveau de contrainte l'ayant provoquée. Deux méthodes sont utilisées. Dans la première, plusieurs éprouvettes sont usinées avec différentes épaisseurs de matière enlevées avec l'hypothèse que chaque échantillon possède la même répartition de CR pré-usinage (Cherif, 2019). Dans la deuxième méthode, une seule éprouvette est progressivement affinée. Cela demande de maîtriser le retrait de matière en s'adaptant à la déformation progressive de la pièce. Pour cette raison, cette deuxième méthode est plus adaptée pour un retrait de couche par attaque électrochimique ou usinage par érosion (Ekmekçi et al., 2004). Richter-Trummer, (2011) met en avant les difficultés expérimentales liées à l'utilisation d'un seul échantillon dans le cas de l'usinage de plaques d'aluminium maintenues en étau avec un effort de serrage horizontal. Dans cette configuration, la pièce est susceptible de bouger dans l'étau sous les efforts de coupe et ceux liés au rééquilibrage des CR pré-usinage suite à l'enlèvement de matière. L'utilisation d'un effort de serrage vertical permet de réduire le risque (Cherif et al., 2019b). Par la suite, un modèle permet de remonter aux CR pré-usinage. Ce modèle repose souvent sur l'hypothèse de déformation purement élastique revenant à étudier la déformation d'une plaque. Cette méthode est particulièrement adaptée pour les pièces ayant une répartition de CR pré-usinage uniformes dans l'épaisseur et parallèle à la surface usinée (Schajer, 2010). C'est le cas par exemple des pièces issues de procédés de laminage. Il est conseillé de ne pas retirer plus de la moitié de l'épaisseur initiale afin de limiter les risques de déformation plastique de la pièce pendant le bridage (Hospers et Vogelesang, 1975 ; Schajer, 2010).

Hospers et Vogelesang, (1975) et Richter-Trummer et al. (2013) valident les résultats de la méthode des couches par diffraction de rayons X et diffraction de neutrons. Cette méthode présente quelques limites ; le retrait de matière par usinage peut introduire un champ de CR d'usinage dans la ZAPU, qui peut causer des distorsions supplémentaires. Dans les études sur l'aluminium, cette difficulté est surmontée par l'argument que l'usinage à grande vitesse produit un chargement thermomécanique peu sévère dans la ZAPU (Richter-Trummer et al., 2013).

### Méthode du contour

La méthode du contour consiste à couper une pièce en deux et à mesurer les déplacements sur la surface libre créée. La méthode s'appuie sur le principe de superposition présenté en Figure 1.8 par Prime (2001). En effet, si des CR pré-usinage sont présentes dans le matériau (A), la surface découpée ne sera pas plane (B). Un calcul par éléments finis permet ensuite de retrouver les contraintes qui ont généré ces déplacements (C), l'hypothèse principale étant que le matériau se déforme élastiquement pendant la découpe. Cette méthode permet donc d'obtenir un champ de contrainte 2D de la contrainte normale à la surface coupée. Elle est rapide à mettre en œuvre et demande peu de moyens. La méthode est perfectionnée et validée par de nombreux travaux de recherche résumés par Prime (2001). Les précautions à prendre concernent la méthode de découpe et le système de fixation de la pièce. Idéalement, la découpe ne doit pas introduire de contraintes résiduelles et la pièce ne doit pas bouger pendant la découpe ce qui fausserait les mesures de déplacement sur la surface libre. Le seul procédé permettant cela est la découpe par électroérosion à fil.

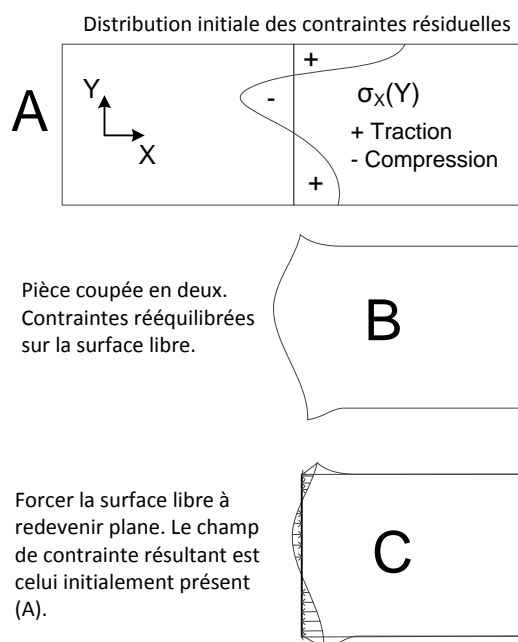


Figure 1.8. Principe de superposition utilisé dans la méthode du contour (Prime, 2001).

Une autre méthode similaire consiste à ouvrir une « fissure » dans la pièce de manière incrémentale et à mesurer les déformations qui en résultent à l'échelle de la pièce. Cette méthode utilise le même principe de superposition que la méthode du contour afin de remonter aux CR pré-usinage (Prime, 1999).

## 1.1.2.2.2. Mesures non destructives et semi destructives

## Diffraction de rayons X

La méthode de mesure de contraintes résiduelles par diffraction de rayons X est l'une des plus utilisées dans la recherche sur les procédés de fabrication afin de caractériser les CR d'usinage. Elle repose sur l'interaction entre une source de rayons X et une cible à analyser. Les rayons X sont déviés par les atomes de la cible par diffusion élastique (pas de perte d'énergie). Si la cible possède une structure cristalline, c'est-à-dire que les atomes sont placés à des intervalles réguliers, les rayons X déviés vont former des interférences constructives dans certaines directions et destructives dans d'autres ce qui constitue le phénomène de diffraction. Il ne peut y avoir d'interférence des rayons X que si la loi de Bragg est vérifiée (cf. Figure 1.9). Pour cela, la source de rayons X doit avoir une longueur d'onde  $\lambda$  bien choisie, proche du double de la distance séparant les plans atomiques de l'échantillon à observer. Les rayons X sont obtenus en bombardant une anode avec des électrons accélérés. Si les électrons ont assez d'énergie au moment de frapper l'anode, un spectre de raies caractéristique apparaît. C'est la raie  $K_{\alpha}$ , la plus intense, qui est utilisée en diffraction de rayons X. La longueur d'onde de la raie  $K_{\alpha}$  est choisie en changeant le matériau de l'anode. La Table 1 donne quelques matériaux pouvant constituer l'anode et la longueur d'onde  $\lambda$  de la raie  $K_{\alpha}$  associée.

Table 1. Principales anodes utilisées pour la mesure par DRX.

Anode	$K_{\alpha}(\text{Mo})$	$K_{\alpha}(\text{Cu})$	$K_{\alpha}(\text{Co})$	$K_{\alpha}(\text{Fe})$	$K_{\alpha}(\text{Cr})$
$\lambda$ (nm)	0.071	0.154	0.179	0.194	0.229

Les matériels de DRX sont généralement équipés d'un goniomètre afin d'explorer plusieurs orientations de plans atomiques. La mesure de contraintes résiduelles est possible en détectant la variation de distance entre les plans atomiques d'une même famille. En effet, en fonction de l'orientation du grain et des contraintes qui lui sont appliquées, la distance entre les plans atomiques varie. Il est alors possible de calculer la contrainte qui a produit ce déplacement en utilisant une loi de comportement. Cette méthode présente l'avantage de la rapidité de mise en œuvre et la possibilité d'automatiser les mesures. En revanche, elle présente quelques limitations et précautions dans la mise en œuvre. Les rayons X pénètrent faiblement dans les matériaux métalliques, entre 5 et 20 microns en fonction du matériau et de l'énergie du faisceau, et permettent uniquement une analyse de surface. De plus, étant donnée la taille des collimateurs de l'ordre du millimètre, pour avoir un nombre de grains représentatif de l'échantillon, il ne faut pas que la taille de grain excède 60 microns. Dans le cas où le métal est constitué de plusieurs phases, si deux phases ont une position de diffraction très proche ou commune, il est complexe de dissocier l'influence de chacune des phases. Cette méthode est par ailleurs sensible à l'orientation des grains. Dans le cas d'un échantillon présentant une texture microstructurale suite à un procédé de mise en forme type forgeage ou laminage, les figures de diffraction sont sensibles à la direction de mesure. Enfin, le matériel requis pour cette technique est onéreux. Le coût d'un instrument de mesure de diffraction des rayons X est de l'ordre de 200-500 k€.

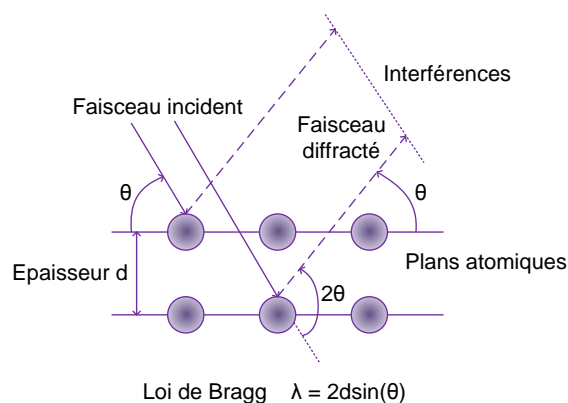


Figure 1.9. Interaction entre les rayons X et les atomes de la cible.

### *Diffraction de neutrons*

Fondée sur le même principe, la méthode de diffraction de neutrons permet une pénétration bien supérieure comparée à la diffraction de rayons X. Les profondeurs d'atténuation peuvent atteindre plusieurs centimètres en fonction du métal considéré (Withers, 2004). Cette méthode demande en revanche des installations conséquentes de type synchrotron (~1 000 M€).

### *Méthode du trou*

La méthode du trou est semi-destructive. Elle consiste à percer un trou de faible diamètre et à mesurer la déformation résultante sur la surface avoisinant le trou grâce à des jauges de déformation. Le trou est percé de manière incrémentale afin d'établir un profil de contraintes en profondeur. Schajer (1988) présente quatre méthodes de calcul des contraintes résiduelles à partir des mesures de déformation. Les principaux avantages sont la rapidité de mise en œuvre et le faible coût du matériel nécessaire (~20 k€). La mise en place de l'expérience et la mise en œuvre de la procédure de mesure requiert des précautions exposées par Rendler et Vigness (1966). Il faut s'assurer que le procédé de perçage du trou génère peu de contraintes résiduelles afin de ne pas fausser les mesures. La surface autour du trou doit être propre et lisse afin de garantir un bon collage des jauges de déformation. Le choix de l'outil et du système de fixation doit permettre d'usiner un trou à fond plat sans venir modifier la surface latérale du trou entre les différentes étapes de perçage. Le trou doit aussi être centré par rapport à l'assemblage de jauges de déformation.

### *Autres techniques*

D'autres techniques simples à mettre en œuvre permettent d'obtenir un résultat qualitatif sur le niveau de CR d'usinage dans la ZAPU. Ces méthodes reposent sur la perturbation d'une propriété physique du matériau par la présence de contraintes résiduelles. La méthode magnétique et la méthode par ultrasons sont les plus répandues. Dans la première, la présence de contraintes résiduelles modifie les propriétés ferromagnétiques de la matière. Une bonne calibration permet l'évaluation des contraintes en surface à 25 MPa près d'après Gauthier et al. (1998). Dans la deuxième, c'est la vitesse de propagation du son dans la matière qui est modifiée.

Le chercheur dispose d'une large panoplie de méthodes expérimentales pour déterminer les contraintes résiduelles. Le choix d'une méthode par rapport à une autre doit se faire sur différents critères comme le type de sortie souhaitée, l'exactitude recherchée, la possibilité ou non de détruire l'échantillon, l'accessibilité de la zone à caractériser, les moyens disponibles, l'étendue des mesures, le nombre de mesures à réaliser et le temps disponible pour les réaliser.

Un potentiel de distorsions est créé tout le long processus de fabrication par l'introduction de contraintes résiduelles dans la pièce par traitement thermique, chimique ou mécanique (Brinksmeier et

al., 2007). En effet, chaque étape de la fabrication peut perturber l'équilibre de la pièce en modifiant son champ de contraintes résiduelles. Cela se traduit toujours par des distorsions. L'amplitude de ces distorsions dépend du matériau, de l'épaisseur de la pièce et des valeurs de contraintes résiduelles initialement présentes. Pour ces raisons, il est complexe de dissocier l'influence de différentes sources de distorsion sur l'apparition de défauts géométriques en usinage. Plusieurs méthodes visant à découpler les phénomènes responsables de distorsions sont présentées dans le paragraphe suivant.

### **1.1.3. Méthodologies de quantification de l'influence de chaque phénomène sur l'apparition de défauts géométriques**

Tout d'abord, bien que l'exactitude soit un thème largement étudié en usinage, l'influence des CR d'usinage sur les défauts géométriques est très peu traitée. Dans le cas de l'usinage des pièces peu rigides, la plupart des études se concentrent sur les défauts liés à la déformation statique et dynamique de la pièce pendant l'usinage ou bien aux défauts liés au rééquilibrage des CR pré-usinage. Cela est souvent justifié par l'application étudiée. Deux applications sont très répandues dans l'étude des distorsions sur des pièces flexibles :

- La finition d'aubes de turbines en alliages difficiles à usiner. Les déformations statiques et dynamiques de la pièce et de l'outil pendant l'usinage seraient la principale cause de défauts géométriques. L'hypothèse souvent retenue par les auteurs pour négliger les phénomènes de rééquilibrage de CR pré-usinage est la faible quantité de matière coupée, au regard du volume total de la pièce, et les faibles engagements utilisés. L'équilibre de la pièce serait alors peu perturbé (Ma et al., 2018 ; Wang et al., 2017 ; Yang et al., 2014).
- L'usinage de pièces de structures de grandes dimensions nécessitant un fort taux d'enlèvement de matière. Dans ces études, la pièce est bridée pendant l'usinage et de fortes distorsions sont mesurées après débridage. Le principal phénomène étudié est le rééquilibrage des CR pré-usinage (Cherif, 2019).

Dans le deuxième cas, la majorité des études sont réalisées sur des pièces en aluminium. Richter-Trummer et al. (2013) étudient l'influence des CR pré-usinage sur l'apparition de défauts géométriques après usinage de poches sur des plaques d'aluminium. Ils négligent l'influence des CR d'usinage en argumentant que l'Usinage Grande Vitesse (UGV) dans l'aluminium engendre un chargement thermomécanique modéré. Cette hypothèse est vérifiée par Huang et al. (2015) dans un cas similaire. Dans cette étude, ils tentent de découpler l'influence du rééquilibrage des CR pré-usinage et de l'introduction de CR d'usinage sur l'apparition de distorsions, dans le cas de fraisage de poche dans des poutres de grande dimension en aluminium. En érodant chimiquement la surface de la pièce sur l'épaisseur de la ZAPU, ils parviennent à isoler l'influence des deux phénomènes et en déduisent que les CR pré-usinage sont responsables de 90% de la distorsion observée. Pour s'affranchir du phénomène de rééquilibrage des CR pré-usinage, Masoudi et al., (2015) appliquent un traitement thermique à la pièce avant l'usinage pour réduire au maximum le champ de CR pré-usinage. Dans leur cas précis, les CR d'usinage génèrent des défauts géométriques non négligeables qui peuvent varier du simple au triple en fonction des paramètres de coupe. Ce qui change par rapport aux études précédentes sur poutres, est l'épaisseur de la pièce, qui est plus faible (2 à 3 mm). Yang et al. (2014) montrent que la proportion respective de chaque phénomène sur l'apparition de défauts géométriques dépend aussi du matériau considéré. Ils confirment que, dans le cas de l'aluminium, les CR d'usinage sont négligeables sur l'apparition de défauts géométriques comparées à l'influence des CR pré-usinage. En revanche, dans un alliage de titane (Ti6Al4V), ils trouvent que les CR d'usinage génèrent des distorsions non négligeables. Pour cela, ils partent d'un brut recuit avec des CR pré-usinage très faibles. Yang et al. (2014) découplent l'influence respective des CR d'usinage et pré-



usinage en comparant une observation expérimentale aux résultats d'une simulation par éléments finis prenant en compte uniquement le rééquilibrage des CR pré-usinage. Ils déduisent alors que la différence entre la simulation et l'expérience est la part des CR d'usinage. Cette méthode nécessite de connaître parfaitement le champ de CR pré-usinage et de disposer d'outils de simulation calibrés. La simulation éléments finis (EF) des distorsions causées par les CR d'usinage ou pré-usinage est largement étudiée dans la littérature et est présentée plus en détail au paragraphe 1.4.3.

Pour résumer, en fonction de l'application, il peut être justifié de négliger tel ou tel phénomène. En effet, il n'existe pas de règles générales permettant de quantifier l'influence respective de chaque phénomène. Cette influence dépend notamment du matériau utilisé, du niveau de CR pré-usinage, des conditions de coupe (paramètres du procédé et usure de l'outil) ou encore de la géométrie de la pièce. La recherche bibliographique permet d'identifier un seul article traitant plus de deux phénomènes à la fois : Tang et al. (2013) proposent une simulation éléments finis prenant en compte l'effet des CR pré-usinage et d'usinage, les chargements statiques pendant la coupe et le bridage ainsi que les chargements thermiques pendant la coupe.

L'observation et la quantification de l'influence de chaque phénomène sur l'apparition de défauts géométrique est complexe. Cela dépend de l'épaisseur de la pièce, des conditions de coupe utilisées, du niveau de CR pré-usinage et du matériau à usiner. De nombreux travaux de recherche ont participé à la modélisation de chaque phénomène séparément. En revanche très peu d'études considèrent le couplage qui peut exister entre les phénomènes. Dans le paragraphe suivant, L'usinabilité de l'Inconel 718 est abordée. Cela permet de faire un lien avec le paragraphe 0 où l'introduction de CR d'usinage dans la ZAPU est traitée.

## **1.2. Inconel 718**

### **1.2.1. Propriétés métallurgiques**

Les alliages à base de nickel voient le jour dans les années 1920 pour répondre à un besoin de matériaux résistants à la corrosion dans les turbines à vapeur (Guédou, 2015). Par la suite, le développement des turbomachines aéronautiques demande des matériaux capables de travailler à des températures de plus en plus élevées afin d'augmenter le rendement de ces machines. En 1962, le brevet de l'Inconel 718 est publié, il se distingue des autres superalliages à base de nickel par l'ajout de niobium qui lui permet de conserver une bonne résistance mécanique à haute température par la précipitation d'une phase  $\gamma''$ , principal agent durcissant de l'alliage. De nos jours, l'Inconel 718 représente une part importante de la masse des turboréacteurs aéronautiques et fait l'objet de nombreuses publications scientifiques.

Le développement de l'Inconel 718 ces 50 dernières années en a fait un matériau de premier choix pour l'utilisation dans les parties chaudes des turbomachines grâce aux caractéristiques physiques suivantes :

- Résistance à la corrosion à haute température et sous atmosphère oxydante (gaz de combustion),
- Maintien de hautes caractéristiques mécaniques jusqu'à des températures de 650°C (La fiche technique de l'inconel 718 TR utilisé par SAFRAN spécifie une valeur de  $R_{p0,2}$  supérieure à 1035 MPa à 20°C et 860 MPa en service à 650°C).
- Bonne tenue en fluage,
- Prix abordable comparé aux autres alliages à base de nickel par l'ajout de fer.

### 1.2.1.1. Composition

L'Inconel 718 fait partie de la famille des superalliages à base de nickel. Il peut être qualifié d'alliage réfractaire car il possède plus de 5% en masse d'éléments réfractaires (niobium, molybdène et tantale). A titre de comparaison, l'Inconel 718 conduit vingt fois moins la chaleur que l'aluminium, huit fois moins que l'acier et deux fois moins que le titane. Les matériaux réfractaires s'opposent à la conduction de la chaleur, ils constituent le bouclier thermique des fours par exemple. La notion de matériau réfractaire a évolué dans le temps avec le développement de matériaux pouvant résister à des températures de plus en plus élevées.

La composition de l'alliage est présentée dans la Table 2. Le nickel représente la base de l'alliage et contribue à sa bonne tenue en traction et en fluage. L'ajout de chrome lui confère une bonne résistance à l'oxydation et contribue aussi à la tenue en fluage. Le chrome apporte aussi de la dureté, c'est un élément carburigène comme le niobium. Le niobium est le composant responsable de la précipitation des phases durcissantes dans lesquelles il est parfois substitué par le titane et l'aluminium. L'ajout de fer facilite la mise en forme par forgeage en rendant l'alliage plus malléable à chaud.

Table 2. Composition de l'alliage Inconel 718 en pourcentage massique (source SAFRAN).

Elément	Ni	C	Cr	Fe	Nb	Ta	Mo	Ti
Mini	Base	0.015	17	15	5	-	2.8	0.75
Maxi		0.040	21	21	5.5	0.1	3.3	1.15
Elément	Al	Mn, Si	B	Cu	Ca	P	Co	-
Mini	0.3	-	-	-	-	-	-	-
Maxi	0.7	0.35	0.006	0.3	0.005	0.015	1	-

### 1.2.1.2. Elaboration et traitement thermique

C'est le traitement thermique qui confère à l'Inconel 718 ses propriétés mécaniques par la précipitation des phases  $\gamma'$  et  $\gamma''$ . Deux traitements sont aujourd'hui utilisés pour cet alliage (cf. Figure 1.10) :

- Trempe suivi d'un double revenu (Inconel 718 TR).
- Vieillessement direct (Inconel 718 DA).

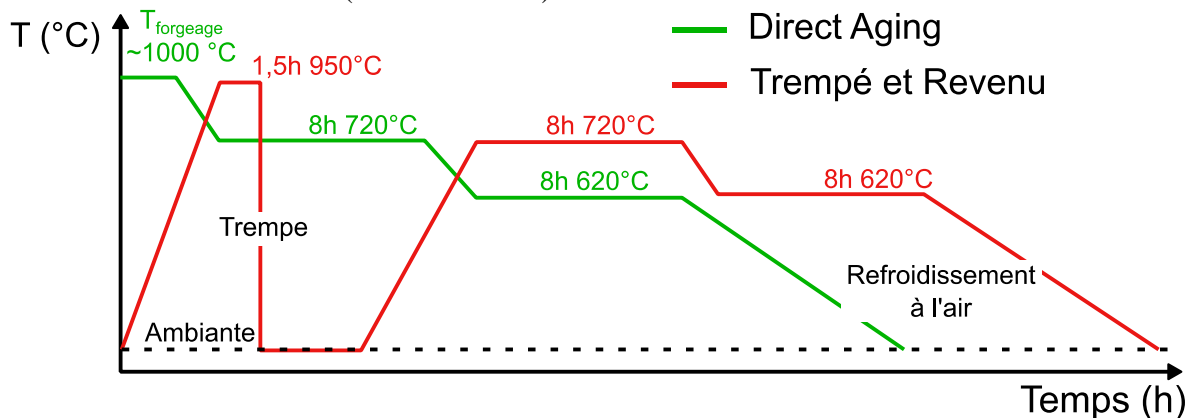


Figure 1.10. Traitements thermiques fréquents pour l'Inconel 718 (Source SAFRAN) - Vieillessement direct (Direct Aging = DA) et Trempe revenu (TR).

Le traitement de vieillessement direct permet de sauter l'étape de la trempe en effectuant les revenus directement après la mise en forme du brut à chaud. L'Inconel 718 DA possède une meilleure tenue en traction et en fluage que l'Inconel 718 TR et permettrait aussi d'améliorer la durée de vie en fatigue d'après Cao et Kennedy (2005).

### 1.2.1.3. Microstructure

L'Inconel 718 TR est retenu pour cette étude. La microstructure d'un l'Inconel 718 TR est décrite ci-dessous et illustrée sur la Figure 1.11.

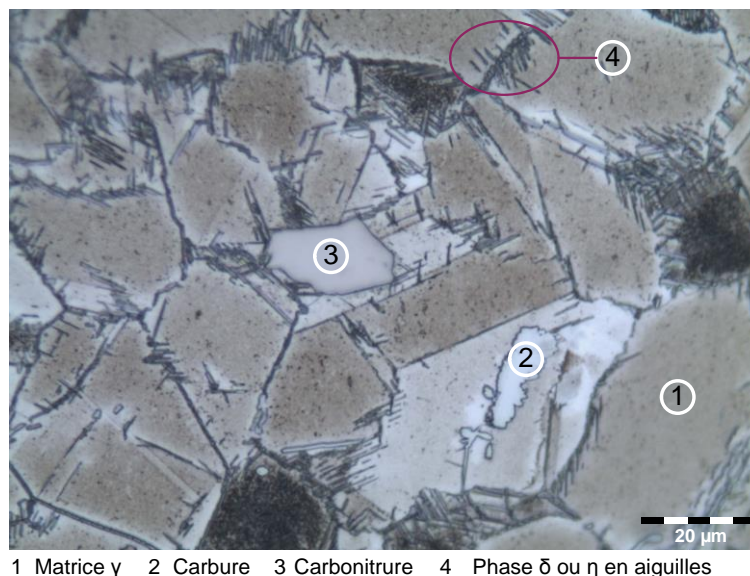


Figure 1.11. Microstructure d'un Inconel 718 TR observée au microscope optique.

#### *Matrice $\gamma$*

La matrice  $\gamma$  est une solution solide de nickel qui précipite selon une structure cristalline cubique face centrée (CFC) de paramètre de maille  $a = 0.36$  nm. Cette matrice est renforcée par les éléments d'alliage en substitution (fer, chrome, cobalt, molybdène) qui augmentent la limite d'élasticité de la matrice.

#### *Précipités durcissants*

Les précipités s'opposent au mouvement des dislocations et les facteurs principaux qui caractérisent leur efficacité sont leur taille, la distance entre eux, la fraction volumique de phase précipitée, le nombre de précipités par unité de volume (Revaud, 2013).

La phase  $\gamma'$   $\text{Ni}_3(\text{Al,Ti,Nb})$  précipite selon un réseau cubique primitif pratiquement cohérent avec la matrice  $\gamma$ . Sa composition est de type  $\text{Ni}_3\text{Al}$  mais jusqu'à 60% de l'aluminium peut être substitué par le titane ou le niobium. Sa morphologie peut être cubique, sphérique, octocubique voire dendritique.

La phase  $\gamma''$   $\text{Ni}_3\text{Nb}$  est une phase métastable de structure tétragonale qui se forme entre 620 et 900°C et est quasi cohérente avec la matrice  $\gamma$ . Ces précipités se présentent sous la forme de disques aplatis de quelques dizaines de nanomètres de diamètre et quelques nanomètres d'épaisseur. C'est la phase durcissante principale de l'Inconel 718.

Les bonnes propriétés mécaniques de l'Inconel 718 sont essentiellement dues à la précipitation de phases durcissantes qui assurent le durcissement structural de l'alliage. Une répartition optimisée des précipités  $\gamma''$  (4%  $\gamma'$ , 13%  $\gamma''$ ) (Pautrat, 2013) donne au matériau les propriétés suffisantes requises pour son utilisation à des températures inférieures à 650°C (Krueger, 1989; Revaud, 2013). Au-delà de

cette température, la répartition et la taille des précipités  $\gamma''$  évoluent ce qui détériore les propriétés mécaniques.

#### *Différentes phases pouvant apparaître pendant le refroidissement*

La phase de Laves est une phase qui peut apparaître pendant la solidification vers 1175°C dans les poches de liquide résiduelles lorsque la composition en niobium atteint 20%. Elle a une structure hexagonale et se forme dans les espaces interdendritiques en eutectique avec la matrice ou bien sous forme sphérique. Cette phase de Laves est dure et fragile, et favorise donc l'apparition de fissures lors de sollicitations mécaniques (Pautrat, 2013). La présence de cette phase n'est pas souhaitable dans l'alliage final car elle détériore les propriétés mécaniques.

La phase  $\delta$   $\text{Ni}_3\text{Nb}$  a une structure orthorhombique et se forme entre 700 et 1000°C. Elle est semi-cohérente avec la matrice  $\gamma$ . Elle se forme souvent aux joints de grains, là où se produit la ségrégation de niobium, et permet de contrôler la croissance des grains pendant le refroidissement mais aussi d'éviter la propagation de fissure aux joints de grains en fluage.

La phase  $\eta$   $\text{Ni}_3\text{Ti}$  est un composé intermétallique stable de structure hexagonale. Elle a une morphologie en lattes. Elle précipite aux joints de grain et forme des paquets d'aiguille (microstructure type Widmanstätten).

#### *Carbures*

Les carbures se forment très tôt pendant le refroidissement du lingot (50°C en dessous du liquidus vers 1280°C (Pautrat, 2013)) dans les espaces interdendritiques où une ségrégation des éléments d'alliages se produit. Leur taille est de l'ordre de 10  $\mu\text{m}$  et leur morphologie est globulaire pour les carbures et cubique pour les carbonitrides. Ils cristallisent selon un réseau CFC.

Les propriétés thermomécaniques et chimiques de l'Inconel 718 en font un bon candidat pour les parties chaudes d'un moteur à réaction. Cependant, ces mêmes propriétés lui confèrent une faible usinabilité.

### **1.2.2. Usinabilité**

L'usinabilité désigne ici la capacité d'une matière à être usinée. D'un point de vue pratique, un matériau possède une bonne usinabilité s'il est possible de fabriquer une pièce en un temps jugé raisonnable, avec une consommation d'énergie et d'outil coupant la plus basse possible.

#### **1.2.2.1. Usinabilité de l'Inconel 718**

L'Inconel 718 est réputé pour avoir une faible usinabilité. Les principales raisons sont résumées par (Ezugwu, 2005; M'Saoubi et al., 2008; Umbrello, 2013) comme étant :

- Une résistance mécanique élevée jusqu'à 650 °C,
- Une tendance à s'écrouter,
- Une faible conductivité thermique,
- La présence de carbures durs et abrasifs,
- La forte réactivité chimique avec certains outils et leurs revêtements.

Actuellement, il existe de nombreuses solutions pour usiner les superalliages à base de nickel en fonction du besoin. Les outils en carbure, revêtus ou non, sont utilisés en ébauche comme en finition. Les outils en céramique sont utilisés en ébauche. Les outils en cBN s'utilisent à la fois en ébauche et en semi-finition. Les vitesses de coupe atteignables avec des outils en carbure n'excèdent pas 70 m/min. La céramique et le cBN permettent d'atteindre des vitesses 10 fois supérieures à celles avec des outils en carbure. Pour la finition des pièces en alliage de nickel nécessitant un niveau de sécurité

en service, les outils céramiques sont bannis car ils génèrent des contraintes de traction trop importantes en surface ce qui nuit à la durée de vie en fatigue de la pièce (M'Saoubi et al., 2008). L'objectif ici n'est pas de faire une liste exhaustive de chaque solution, une revue détaillée sur ce sujet est présentée dans la thèse de Le Coz (2012). Le domaine d'étude est limité à l'utilisation d'outils en carbure revêtus sous lubrification abondante.

Les températures atteintes à l'interface outil/matière peuvent être très élevées. En effet, Xavier et al. (2017) affirment que la faible conductivité thermique de l'alliage et sa tendance à s'écrouir provoquent une accumulation de chaleur et donc une température élevée à l'interface outil/copeau, ce qui favorise les phénomènes d'usure. La mesure de température en pointe d'outil est complexe, les deux méthodes dominantes sont l'installation de thermocouples, dans l'outil ou dans la pièce, relativement proche de l'arête de coupe, et les mesures de champs par imagerie infrarouge (Bacci da Silva et Wallbank, 1999). Ces deux méthodes ont chacune leurs limites mais permettent d'obtenir des ordres de grandeur de températures atteintes en zone de coupe. Dans le cas de l'Inconel 718 usiné dans des conditions de finition avec des outils en carbure, Itakura et al. (1999) trouvent une température moyenne de 720°C et 1050°C proche de l'arête de coupe respectivement aux vitesses de coupe de 30 et 100 m/min.

Ces fortes températures augmentent la vitesse d'usure de l'outil et nécessitent le développement de revêtements protecteurs. Le développement de nouveaux revêtements pour les outils en carbure permet d'améliorer l'usinabilité des alliages à base de nickel. Devillez et al. (2007) et Jindal et al. (1999) s'accordent sur le fait que les meilleures performances en usinage à sec sont atteintes par les revêtements de type PVD AlTiN et TiAlN. Dans leurs études qui confrontent le revêtement PVD TiAlN et AlTiN à d'autres revêtements comme le PVD TiN et TiCN, la supériorité du TiAlN provient de plusieurs facteurs :

- Meilleure résistance à l'oxydation en raison de la couche de TiAl de base et de la formation d'une couche d'alumine  $Al_2O_3$  en surface,
- Meilleure dureté à haute température,
- Faible conductivité thermique ce qui implique que la pointe de l'outil chauffe moins et que plus d'énergie est évacuée dans le copeau,
- Meilleure stabilité chimique à haute température limitant la diffusion d'éléments d'alliage dans le substrat de l'outil,
- Bon comportement tribologique qui tend à réduire les phénomènes d'adhésion d'arête rapportée instable en face de coupe.

En revanche, ce revêtement ne fait pas l'unanimité. Song et al. (2019) préconisent un revêtement avec la plus faible réactivité chimique et une bonne résistance à la fracturation. Sur ce point, les revêtements CVD semblent d'après eux plus adaptés que les PVD pour l'usinage à sec. En effet, les différences de performance entre deux revêtements peuvent être significatives. Grzesik et al. (2018a) utilisent trois outils en carbure avec des revêtements PVD différents : O1 = AlTiN, O2 = TiAlN/TiN, O3 = TiAlN. Aux mêmes conditions de coupe ( $V_c = 80$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr,  $a_p = 0.25$  mm), les durées de vie varient d'un facteur 5 avec la meilleure durée de vie atteinte par l'outil O1 qui dure environ 60 minutes avant d'atteindre le critère de niveau d'usure en dépouille fixé.

En réalité, un outil doit être conçu pour atteindre un objectif précis. Par exemple ; maximiser la productivité ou assurer une bonne intégrité de surface. Pour cela, il faut faire des choix sur de multiples facteurs comme : les paramètres de coupe, le substrat et le revêtement de l'outil, la géométrie de l'outil, l'utilisation de lubrifiants ou la stratégie d'usinage. Par exemple, Bhatt et al.

(2010) montrent que dans le cas du tournage en finition d'Inconel 718 avec 3 outils en carbure (O1 : non revêtu, O2 : PVD TiAlN, O3 : CVD TiCN/Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>/TiN) et trois vitesses de coupe  $V_c \in [50, 70, 100]$  m/min. En prenant uniquement en considération la résistance à l'usure, l'outil O1 est plus performant à  $V_c = 50$  m/min alors qu'O2 l'est à  $V_c = 75$  m/min et qu'O3 l'est à  $V_c = 100$  m/min.

Dans une récente étude, Montazeri et al. (2020) ouvrent une piste de recherche s'éloignant des pratiques communes. Ils prouvent que l'utilisation de revêtements mous et lubrifiants comme le AlSi et/ou la fonte permet d'améliorer de manière significative l'usinabilité et l'intégrité de surface de l'Inconel 718 en finition, par comparaison au résultat obtenu avec un outil non revêtu.

Malgré ces développements, les vitesses de coupe atteignables avec des outils en carbure, ainsi que leur durée de vie, restent limitées. Dans les conditions d'usinage en finition, la vitesse de coupe n'excède pas les 70 m/min et la durée de vie de l'outil est de l'ordre de la dizaine de minutes. Dans le paragraphe suivant, les manifestations d'usure en finition d'Inconel 718 sont abordées.

### 1.2.2.2. Usure des outils coupants en finition d'Inconel 718

#### 1.2.2.2.1. Manifestations d'usure

L'usure désigne toute dégradation d'un outil coupant suite aux sollicitations qu'il subit pendant la coupe. Ces sollicitations, souvent combinées, sont d'origine mécanique, thermique et chimique. L'usure des outils coupants peut être quantifiée par la norme ISO 3685 (1993).

D'après la littérature, les principaux modes d'usure dans le cas de l'usinage de superalliage à base de nickel avec des outils en carbure sont l'abrasion et l'adhésion (Bhatt et al., 2010; Grzesik et al., 2018a; Xavier et al., 2017). Les manifestations d'usure principales sont exposées ci-dessous et illustrées sur la Figure 1.12.

- L'usure en dépouille principalement liée à l'abrasion. La présence de carbures de niobium NbC de dureté égale à celle du carbure de tungstène composant l'outil ( $\approx 2600$  HV).
- L'écaillage de l'arête et de la face de coupe par adhésion. Une partie de la matière coupée se soude sur la face de coupe et emporte avec elle des fragments du revêtement ou du substrat de l'outil lorsque qu'elle est évacuée. Devillez et al. (2007) usinent à sec et observent de la perte de matière en face de coupe.
- La création d'entailles sur l'arête de coupe qui pourrait provenir de l'évacuation d'une arête rapportée ou de la rencontre avec un carbure.
- L'usure en cratère sur la face de coupe liée aux phénomènes d'origines thermique, mécanique et chimique. En effet, les fortes températures atteintes sur la face de coupe accélèrent la diffusion d'éléments de la matière coupée dans le substrat de l'outil ce qui le fragilise et accélère l'usure par abrasion.

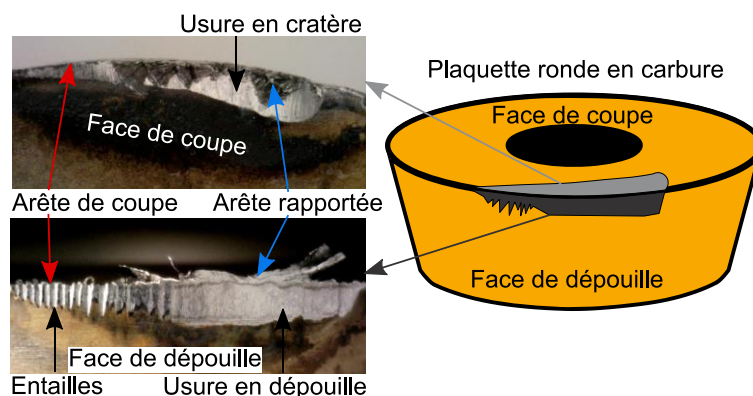


Figure 1.12. Manifestations d'usure en finition d'Inconel 718 avec une plaquette ronde en carbure revêtu.

Comme évoqué précédemment, les principaux responsables de l'usure sont la forte température en zone de coupe, la présence de particules abrasives dans l'Inconel 718 et la formation/évacuation d'une arête rapportée. Outre l'utilisation de revêtements protecteurs, le choix de paramètres de coupe et de lubrification peuvent limiter l'apparition d'usure.

#### 1.2.2.2. Influence des paramètres de coupe sur l'usure de l'outil

Il est connu que le paramètre de coupe le plus influent sur l'usure de l'outil est la vitesse de coupe suivi par l'avance par tour et la profondeur de passe. Ces observations sont confirmées dans le cas de l'Inconel 718 en finition dans les études de Grzesik et al. (2018b) et Xavier et al. (2017). Une faible vitesse de coupe peut entraîner l'adhésion, voir même la soudure, de matière coupée sur chaque face de l'outil. Le développement d'une arête rapportée peut alors se produire et créer des entailles lorsqu'elle s'évacue. De nombreuses études rassemblées dans la revue de Thakur et Gangopadhyay (2016) observent que l'augmentation de  $V_c$  rend l'arête rapportée instable. Dans le même temps, d'autres aspects bénéfiques sont observés comme la diminution des efforts de coupe et des vibrations. En revanche, avec l'augmentation de  $V_c$ , l'usure de l'outil est plus rapide et il y a plus de déformation plastique en surface. Ainsi, ce qui est gagné en usinabilité peut se perdre en intégrité de surface lorsque  $V_c$  augmente.

Devillez et al. (2007) et Song et al. (2019) observent que dans le cas de l'usinage d'Inconel 718 à sec, le phénomène d'arête rapportée peut avoir un aspect bénéfique sur la durée de vie de l'outil. Ils mettent en évidence le rôle protecteur de la couche de matière coupée qui s'accumule sur la face de coupe et de dépouille. Ce « revêtement » aurait plus d'effet que les revêtements classique PVD ou CVD qui se décrochent très vite en usinage à sec. Devillez et al. (2007) montrent qu'à une vitesse de coupe élevée de 100 m/min, l'arête rapportée devient instable et que de l'usure est observée sur les deux faces de l'outil. L'usure en dépouille est aussi plus rapide qu'à faible vitesse. Enfin, la coupe interrompue aggrave l'usure en face de coupe et sur l'arête en raison de l'instabilité de l'arête rapportée.

#### 1.2.2.3. Influence de la lubrification sur l'usure de l'outil

Différentes solutions de lubrification sont rencontrées dans la littérature scientifique pour usiner l'Inconel 718 :

- Usinage à sec,
- Lubrification abondante avec émulsion d'huile soluble et d'eau ( $\approx 5$  bar),
- Lubrification haute pression ( $> 80$  bar) voire ultra haute pression (jusqu'à 450 bar dans (Sharman et al., 2008a)),
- Micro Lubrification (MQL),
- Assistance cryogénique.

Xavier et al. (2017) trouvent que l'arrosage abondant donne lieu à plus d'usure en dépouille que pendant l'usinage à sec ou en MQL sans donner d'explication physique. Ce résultat est confirmé par Grzesik et al. (2018b) qui trouvent une meilleure durée de vie avec la lubrification abondante, comparée à l'usinage à sec. L'utilisation de la lubrification haute pression permettrait de fragmenter le copeau et ainsi de limiter les risques de frottement d'un long copeau tubulaire sur la surface usinée. Cela se produit à partir de 150 bar d'après les essais de Sharman et al. (2008a). L'utilisation de haute pression améliorerait l'usinabilité de l'Inconel 718 en permettant un meilleur refroidissement de la zone de coupe. Cela permettrait d'augmenter la durée de vie des outils tout en donnant accès à des vitesses de coupe plus élevées. La lubrification haute pression autour de 80-120 bar est d'ailleurs une solution bien implantée dans les sites de production usinant des alliages à base de nickel. L'ajout

d'une pompe haute pression est nécessaire. En plus de l'amélioration du refroidissement et de la lubrification en zone de coupe, les technologies d'assistance cryogénique et MQL sont combinées dans plusieurs études pour développer des solutions de lubrification plus respectueuses de l'environnement. Musfirah et al. (2017) et Zhang et al. (2012) trouvent tout deux que cette combinaison cryogénie + MQL permet d'améliorer à la fois l'usinabilité de l'Inconel 718 et l'intégrité de surface comparé aux méthodes conventionnelles ou à sec. En revanche, dans un cas plus industriel avec des passes d'usinage longues, Iturbe et al. (2016) concluent que cette combinaison cryogénie + MQL n'améliore ni l'usinabilité ni l'intégrité de surface. Encore une fois, il est difficile de trouver un consensus en ce qui concerne la lubrification. En fonction de l'application, les bénéfices d'une technologie peuvent disparaître au profit d'une autre. En ce qui concerne le tournage de finition de pièces en Inconel 718, il est clair que les techniques de lubrification conventionnelles comme l'arrosage abondant ou la lubrification haute pression permettent d'améliorer l'usinabilité.

L'usure de l'outil influence fortement les efforts de coupe. En effet, les efforts augmentent avec l'usure comme illustré sur la Figure 1.13. C'est l'effort de pénétration,  $F_p$ , normal à la surface usinée, qui est le plus sensible à l'usure (Arrazola et al., 2014; Grzesik et al., 2018b). Grzesik et al. associent cela au phénomène de labourage qui s'intensifie avec la dégradation de l'acuité d'arête liée à l'usure.

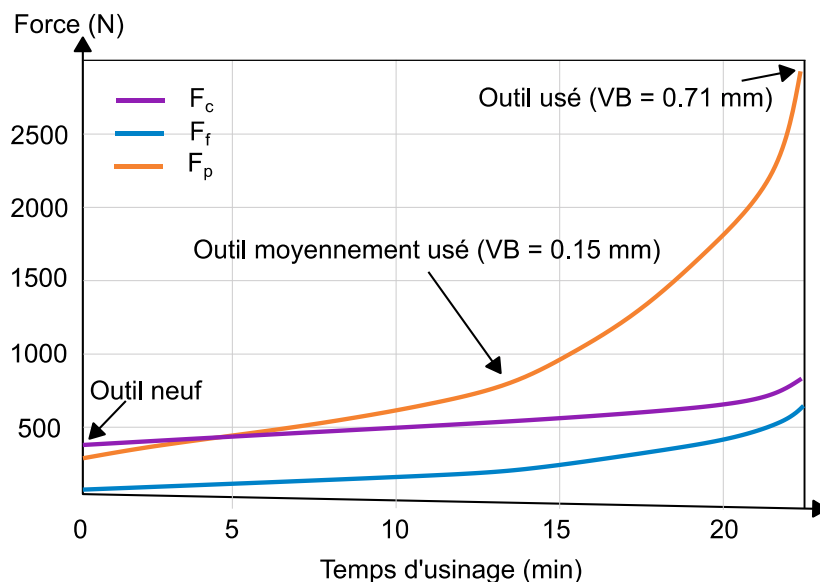


Figure 1.13. Influence de l'usure sur les efforts de coupe en tournage de l'Inconel 718 -  $V_c = 70$  m/min,  $f = 0.25$  mm/tr,  $a_p = 0.45$  mm. D'après Arrazola et al. (2014).

Au-delà des considérations de productivité comme la durée de vie de l'outil ou le débit de copeau, les fabricants aéronautiques se soucient aussi de l'intégrité de surface des pièces. En effet, l'intégrité de surface dans la ZAPU peut influencer sur les performances d'une pièce en service. Ce point fait l'objet du paragraphe suivant.



### 1.3. Zone Affectée par le Procédé d'Usinage

Le procédé d'usinage permet de générer des surfaces. Pendant l'usinage, il faut assurer une certaine intégrité de surface pour garantir la fiabilité de la pièce concernée. L'intégrité de surface désigne l'état de la matière au niveau métallurgique, mécanique et topographique dans la ZAPU. Dans cette partie, les trois aspects de l'intégrité de surface sont présentés puis un rapide résumé de l'influence de l'intégrité de surface sur les performances des pièces en service est réalisé. Enfin, l'effet de nombreux paramètres du procédé sur l'intégrité de surface dans le cas de l'usinage de l'Inconel 718 est traité.

#### 1.3.1. Différents aspects de l'intégrité de surface

##### 1.3.1.1. Effet sur la topographie

L'intégrité topographique de la surface usinée est caractérisée par sa texture qui peut être vue comme la combinaison de sa rugosité, des ondulations et des défauts macroscopiques à la surface.

En cas de vibration, la surface usinée peut présenter de fortes ondulations comme l'illustre la Figure 1.14. Ces ondulations peuvent être liées à la vibration de la pièce, de l'outil ou d'une combinaison des deux.

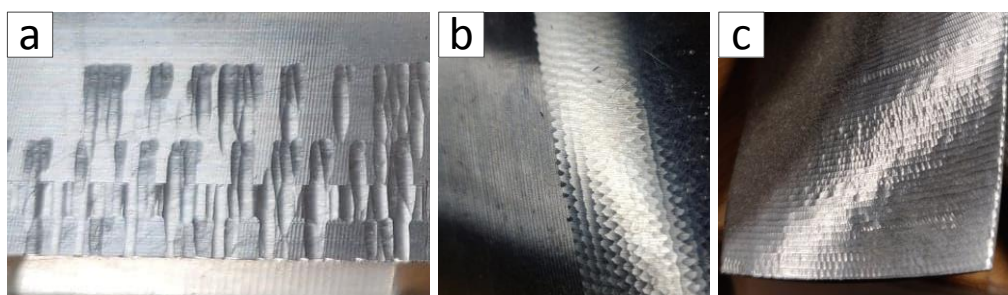


Figure 1.14. Défaut d'état de surface : a) vibration de l'outil (surfaçage en roulant), b) et c) vibrations combinées de l'outil et de la pièce dans le cas de la finition de pièces aubagées (Source LaBoMaP).

La rugosité est le plus souvent évaluée après mesure topographique sur une longueur totale d'évaluation, divisée en plusieurs longueurs de base, avec les critères  $R_a$  (moyenne arithmétique sur une longueur de base),  $R_z$  (écart maximum pic-vallée sur une longueur de base) et  $R_t$  (écart maximum pic-vallée sur la longueur d'évaluation) d'après la norme ISO 4287 (1998) (cf. Figure 1.15). Ces trois critères permettent de détecter les éventuelles rayures profondes qui favoriseraient l'amorçage d'une fissure de fatigue. Les défauts macroscopiques peuvent être observés avec des moyens optiques simples et sont de plusieurs natures : rayures, micro-fissures, fractures (de carbures présents dans la pièce), étalement de matière (beurrage), débris de corps étranger (outil le plus souvent), sillons (rayures larges et profondes), creux, bosses (cf. Figure 1.16).

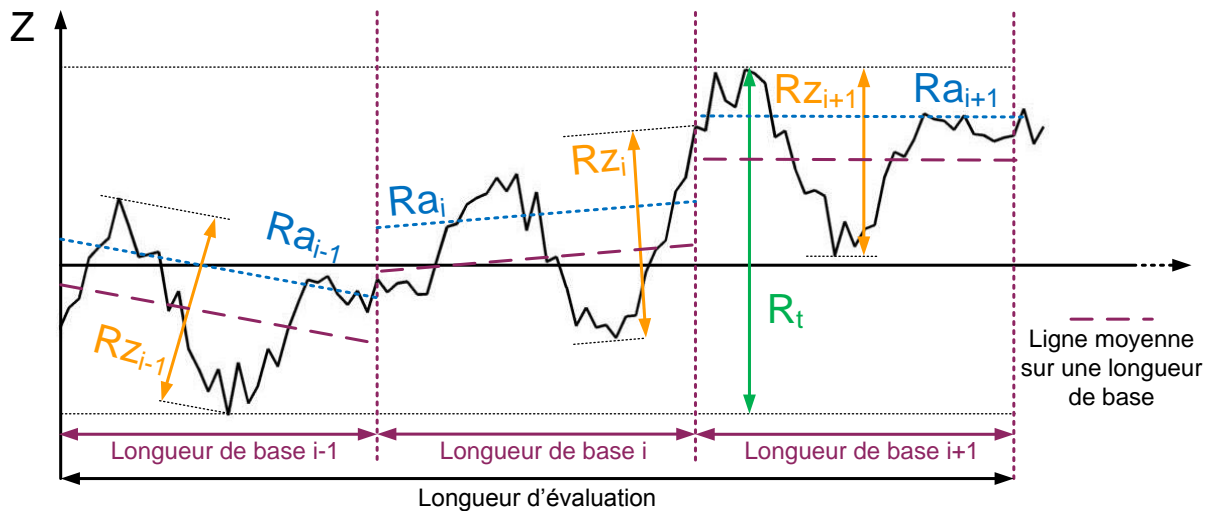


Figure 1.15. Critères de rugosité utilisés pour caractériser l'intégrité topographique d'une surface usinée.

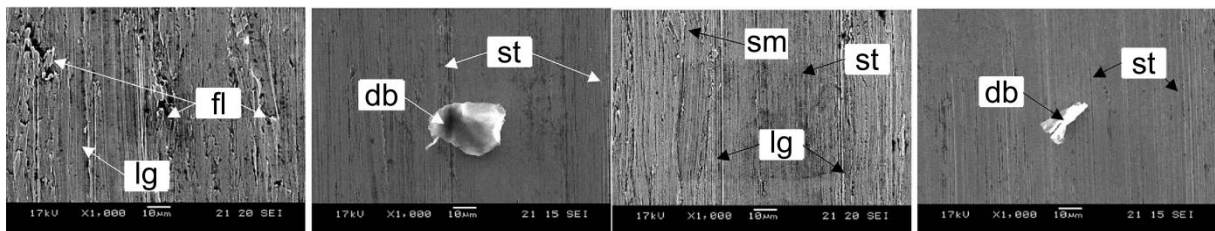


Figure 1.16. Images MEB de défauts de surface à l'échelle macroscopique - Inconel 718 usiné avec un outil en carbure -  $V_c = 60$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm (Arunachalam et al., 2004b) : lg = Long groove (rainures), fl = flash (fractures, éclats), db = debris (débris), st = streaks (rayures), sm = smearing (beurrage).

### 1.3.1.2. Effet sur les caractéristiques métallurgiques

L'intégrité métallurgique de la surface usinée est caractérisée par la morphologie de la microstructure dans la ZAPU. Les fortes sollicitations thermiques et mécaniques lors du passage de l'outil peuvent provoquer des modifications de la microstructure. Parmi les plus observées figurent la déformation plastique des grains, la recristallisation des grains, et l'apparition d'une couche blanche sous la surface (cf. Figure 1.17).

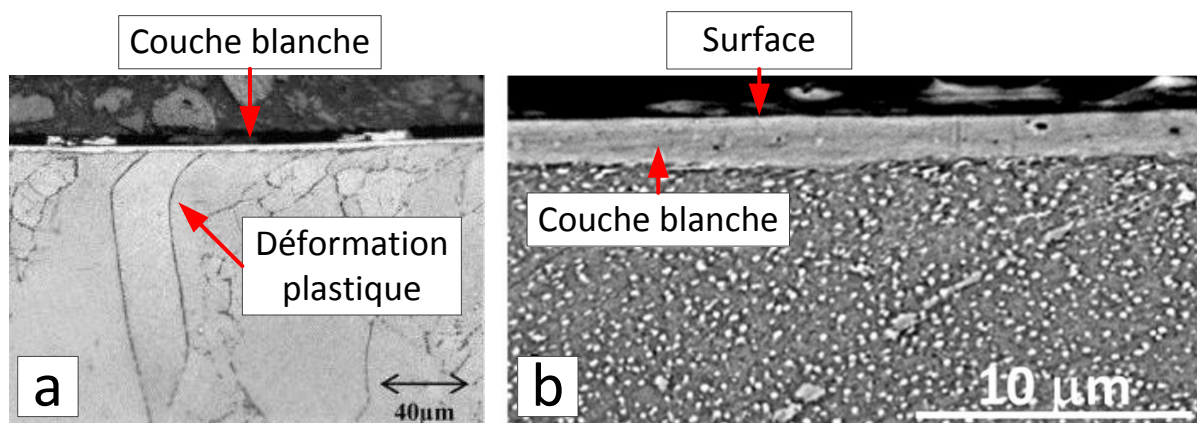


Figure 1.17. a) Déformation plastique des grains (Sharman et al., 2008b), b) Couche blanche (M'Saoubi et al., 2014).

Les trois zones évoquées au §1.1.1.2 (ZATM, ZAM et ZNA) sont observables sur la Figure 1.18. La zone non affectée par l'usinage (ZNA) présente la microstructure de base du matériau. La zone affectée par les sollicitations mécaniques (ZAM) présente un affinage des grains par recristallisation dynamique, des bandes de cisaillement et des grains déformés plastiquement. La zone affectée par les

sollicitations thermiques et mécaniques (ZATM) présente une couche blanche ainsi que des grains très fins et fortement plastifiés.

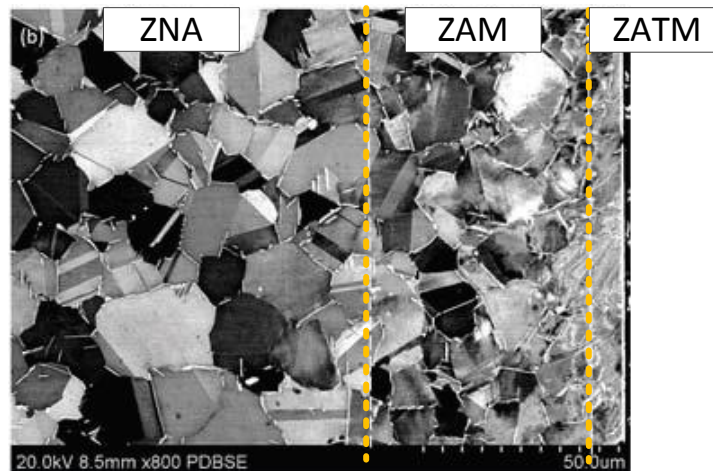


Figure 1.18. Modifications métallurgiques induites par l'usinage (Zhou et al., 2011).

La couche blanche peut apparaître lorsque les conditions de coupe sont critiques. C'est une fine couche qui apparaît blanche au microscope après attaque chimique. Elle a une épaisseur de l'ordre de quelques microns et est constituée de grains très fins d'une taille de l'ordre de 100 nm avec une faible cristallinité (M'Saoubi et al., 2014). D'après la synthèse bibliographique réalisée par Thakur et Gangopadhyay (2016), trois phénomènes sont identifiés comme responsables de la formation d'une couche blanche :

- La déformation plastique sévère de la surface qui provoque de la recristallisation dynamique,
- Les changements de phase,
- Les réactions chimiques en surface.

Ces phénomènes sont activés par la mécanique et/ou la thermique. En fonction du matériau usiné, un ou plusieurs de ces phénomènes sont prédominants. Dans le cas des alliages de nickel, il n'y a pas de consensus, Thakur et Gangopadhyay (2016) montrent que certains auteurs pensent que cette couche blanche est formée en raison de la forte déformation plastique et la recristallisation dynamique. D'autres affirment que cela résulte d'une surchauffe du matériau à la surface liée au caractère réfractaire des alliages de nickel.

### 1.3.1.3. Effet sur les caractéristiques mécaniques

La composante mécanique de l'intégrité de surface est principalement caractérisée par le niveau de CR d'usinage. Ces contraintes résiduelles sont le résultat d'un chargement thermomécanique complexe au moment du passage de l'outil comme expliqué précédemment au paragraphe 1.1.1.2. Le niveau de contraintes résiduelles dans la ZAPU dépend de nombreux paramètres qui sont explicités au paragraphe 1.3.3.

Les variations de propriétés topographiques, métallurgiques et mécaniques dans la ZAPU peuvent avoir une influence sur la performance des pièces en service et sur leur durée de vie.

## 1.3.2. Influence de l'intégrité de surface sur la fiabilité des pièces

L'influence de l'intégrité de surface sur les performances des pièces usinées est un vaste sujet de recherche. D'après la revue bibliographique réalisée par M'Saoubi et al. (2008), les modifications métallurgiques, mécaniques et topographiques dans la ZAPU influencent grandement la fiabilité des pièces en service en particulier sur leur durée de vie en fatigue.

Novovic et al. (2004) observent que la rugosité a une forte influence sur l'amorçage de fissures de fatigue pour  $R_a > 0.1 \mu\text{m}$ . Il en va de même pour les défauts macroscopiques évoqués dans le paragraphe sur l'intégrité topographique, comme les rayures, sillons, cavités. Ces défauts sont des sites de concentration de contraintes avec un potentiel d'amorçage de fissures élevé.

Du point de vue métallurgique, les modifications de la microstructure dans la ZAPU ont tendance à affaiblir le matériau face à des sollicitations en fatigue. Doremus et al. (2015) et Herbert et al. (2014) observent que la formation d'une couche blanche est néfaste pour la durée de vie en fatigue oligocyclique. En effet, la couche blanche présente une dureté supérieure à celle de la matière dans la masse et une microstructure nanocristalline moins tenace que la microstructure de base d'un Inconel 718 ayant subi un traitement thermique « Direct Aging ».

Sur le plan mécanique, les CR d'usinage s'additionnent aux contraintes subies par la pièce en service. Ainsi, les fortes contraintes de tractions laissées en surface dans le cas de l'usinage des alliages de nickel ont un effet néfaste sur la durée de vie en fatigue des pièces car elles favorisent l'ouverture et la propagation de fissures. Par conséquent, les usieurs cherchent à introduire des contraintes de compression dans la ZAPU car elles augmentent significativement la durée de vie en fatigue à haut nombre de cycles en s'opposant à l'ouverture et à la propagation de fissures (Doremus et al., 2015; Matsumoto et al., 1999). Ces contraintes résiduelles commencent à avoir une influence importante sur la durée de vie en fatigue à partir d'un  $R_a$  autour de  $2.5 \mu\text{m}$  (Novovic et al., 2004).

La forte dépendance des performances en service à l'intégrité de surface justifie donc la quantité d'étude se concentrant sur sa caractérisation. Dans le paragraphe suivant une synthèse des paramètres influents sur l'IS est présentée. Cette synthèse rassemble principalement des études concernant les alliages de nickel et particulièrement l'Inconel 718.

### **1.3.3. Paramètres influents sur l'intégrité de surface**

De nombreuses recherches sont menées pour caractériser l'influence des paramètres du procédé sur l'intégrité de surface en usinage. Devillez et al. (2011b) proposent une liste des paramètres les plus influents que sont les conditions de coupe, la géométrie de l'outil, l'usure de l'outil et la lubrification. En raison du nombre important de paramètres variables, les diverses études sur le sujet choisissent souvent d'étudier l'influence d'un jeu restreint de paramètres en fixant les autres. Les caractéristiques de l'intégrité de surface les plus étudiées sont la rugosité, le profil de CR d'usinage dans la ZAPU et les défauts macroscopiques à la surface. Dans un premier temps, l'influence des paramètres du procédé sur la rugosité et les défauts macroscopiques à la surface est présentée succinctement. Dans un second temps, l'influence des paramètres du procédé sur le profil de CR d'usinage dans la ZAPU est détaillée.

#### **1.3.3.1. Influence sur la rugosité et les défauts macroscopiques en surface**

En usinage, le facteur le plus influent sur l'état de surface est la géométrie de l'outil qui laisse son empreinte sur la pièce. Afin d'obtenir une faible rugosité en finition avec des outils en carbure, Arunachalam et al. (2004b) préconisent l'utilisation d'outils arrondis à grand rayon de bec avec une arête de coupe rodée, un angle de coupe positif et en présence de lubrification. D'autre part, les paramètres du procédé peuvent aussi influencer l'état de surface.

Devillez et al. (2011b) comparent les niveaux de  $R_a$  pendant l'usinage à sec et sous lubrification abondante et trouvent que l'usinage à sec donne lieu à un meilleur état de surface (facteur 2 sur le  $R_a$ ). Cependant, ils observent dans le même temps une augmentation des défauts macroscopiques en surface liées à la formation et l'instabilité d'une arête rapportée. Dans leur état de l'art sur l'usinage de l'Inconel 718, Thakur et Gangopadhyay (2016) trouvent un consensus entre les auteurs en ce qui concerne l'effet des paramètres de coupe. L'augmentation de la vitesse de coupe tend à diminuer le  $R_a$

alors que l'augmentation de la profondeur de passe et de l'avance tend à le faire augmenter. En ce qui concerne l'effet du revêtement de l'outil, les résultats diffèrent en fonction du revêtement en question. Ce dernier peut affecter la rugosité en raison de sa morphologie (rugosité du revêtement) ou de ses caractéristiques thermique, mécanique et chimique.

L'usure de l'outil, quant à elle, tend à modifier la géométrie de ce dernier. Dans le cas d'une usure en dépouille uniforme, l'état de surface peut être amélioré par l'apparition d'un l'effet « wiper » qui tend à effacer les marques laissées par le précédent passage de l'outil lors du passage courant (Sharman et al., 2004) alors que les entailles, écailles, cratères peuvent dégrader de manière importante la rugosité en générant des défauts macroscopiques à la surface comme des sillons, des rayures ou autres reliefs (Ezilarasan et al., 2013).

### **1.3.3.2. Influence sur le profil de CR d'usinage dans la ZAPU**

Dans cette partie, l'influence des paramètres de coupe, de l'outil de coupe puis de la lubrification sur les niveaux de CR d'usinage dans la ZAPU est présentée. Le champ de CR d'usinage dans la ZAPU résulte d'une compétition entre le chargement thermique et le chargement mécanique comme expliqué au paragraphe 1.1.1.2. Au lieu d'essayer d'extraire des règles générales, ce paragraphe vise à identifier l'influence respective de chaque paramètre dans la compétition entre les effets mécaniques et thermiques.

#### *1.3.3.2.1. Influence des paramètres de coupe*

##### *Vitesse de coupe*

La vitesse de coupe est souvent associée au chargement thermique. En effet, lorsque  $V_c$  augmente, l'énergie de déformation, et donc la quantité d'énergie thermique, générée dans la zone de cisaillement primaire, augmente. Wiesner (1992), en coupe orthogonale d'acier inoxydable AISI 304, trouve que l'augmentation de  $V_c$  permet de réduire le niveau de contrainte en traction à la surface. Il argumente que la faible diffusivité thermique du matériau et l'augmentation de la vitesse du copeau permet d'évacuer une proportion d'énergie plus importante dans le copeau. En conséquence, moins d'énergie pénètre dans la pièce et le chargement thermique est donc plus faible. Avec un outil en carbure revêtu, Devillez et al. (2011b) trouvent que le passage d'une vitesse de coupe de 40 m/min à 80 m/min ( $f = 0.1$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm,) permet aussi de réduire le niveau de contraintes en surface (cf. Figure 1.19). D'autres auteurs comme Pawade et al., (2008) et Sharman et al., (2006) trouvent la même tendance lorsqu'ils utilisent des outils en carbure. Cependant, d'autres auteurs trouvent la tendance inverse. Par exemple, dans le cas de l'usinage avec des outils en cBN, Arunachalam et al., (2004a) trouvent que l'augmentation de  $V_c$  dans la gamme 150 m/min à 375 m/min ( $f = 0.15$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm) augmente considérablement le niveau de contrainte en surface, le faisant passer de  $-100$  MPa à 500 MPa. Peng et al. (2014) arrivent au même résultat en usinage à sec avec des outils en céramique. L'usinage avec des outils en céramique ou en cBN permet d'accéder à des vitesses de coupe 10 fois plus importantes qu'avec des outils en carbure. Dans ce cas de figure, la quantité d'énergie générée à l'interface outil/matière est bien plus importante et le flux de chaleur peut pénétrer plus profondément.

Pour résumer, il n'existe probablement pas de lien direct entre un paramètre isolé du procédé et l'état de contraintes résiduelles dans la ZAPU. Des couplages existent entre de multiples paramètres du procédé, comme par exemple ici avec la nature de l'outil.

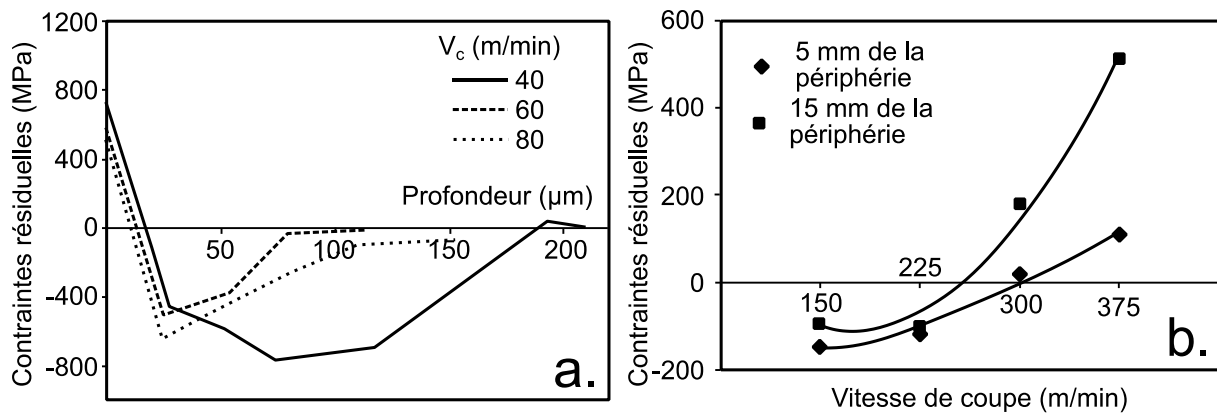


Figure 1.19. a - Diminution de la valeur du pic de traction en surface, dans la direction d'avance, lorsque  $V_c$  augmente en usinage à sec avec un outil en carbure (Devillez et al., 2011b). b - Augmentation des contraintes résiduelles en surface avec l'augmentation de  $V_c$  en usinage avec des plaquettes en cBN (Arunachalam et al., 2004a).

#### *Avance et profondeur de passe*

Dans le cas de l'usinage de finition avec des outils en carbure, l'influence de l'avance et de la profondeur de passe semble avoir un impact faible sur le champ de CR d'usinage dans la ZAPU comparé à celui de la vitesse de coupe (Wiesner, 1992).

Salio et al. (2006) trouvent que l'augmentation de la profondeur de passe de 0.06 mm à 0.18 mm permet de diminuer le pic de traction en surface de 800 MPa à 600 MPa (dans le cas du tournage d'Inconel 718 avec les paramètres suivants :  $\gamma = -4^\circ$ ,  $\alpha = 7^\circ$ ,  $V_c = 36$  m/min,  $f = 0.2$  mm/tr). D'après Wiesner (1992), l'augmentation de  $a_p$  augmente la taille de la zone de cisaillement ce qui nécessite plus d'énergie. Dans le même temps, un copeau plus épais peut évacuer plus de chaleur. Cela pourrait expliquer pourquoi l'augmentation d' $a_p$  permet de diminuer la contrainte de traction en surface. En suivant la même idée, Pawade et al. (2008) mettent en évidence qu'un choix de conditions de coupe, favorisant un bon taux d'enlèvement de matière, permet d'évacuer un maximum de chaleur dans le copeau. Ainsi, ils minimisent l'effet de la thermique dans la ZAPU, il en résulte des contraintes de compression en surface. Sharman et al. (2006) trouvent dans les mêmes conditions de finition avec des outils en carbure que l'augmentation de l'avance tend à augmenter la valeur du pic de traction en surface et à augmenter la profondeur du pic de compression ( $V_c = [40 ; 80 ; 120]$  m/min,  $f = [0.15 ; 0.25]$  mm/tr,  $a_p = 0.25$  mm.). D'après l'analyse du scénario de chargement au §1.1.1.2, la compression de la matière à l'avant de l'outil peut générer des contraintes de traction. Dans leur étude, il est possible que l'augmentation de l'avance favorise la déformation plastique de compression à l'avant de l'outil, comme en atteste l'augmentation de la profondeur affectée, ce qui donne lieu à des contraintes résiduelles de traction plus importantes en surface.

Les paramètres de coupe ont une influence sur le champ de CR d'usinage car ils modifient le chargement thermomécanique pendant l'usinage. De plus, l'outil de coupe, ou plus précisément, sa géométrie et son usure, ont une influence importante sur les CR d'usinage.

#### *1.3.3.2.2. Influence de l'outil de coupe*

##### *Géométrie de l'outil*

Le champ de CR d'usinage est très sensible aux variations de paramètres géométriques de l'outil (Arunachalam et al., 2004b). Dans le cas de l'usinage avec des outils en carbure, Arunachalam préconise des outils arrondis avec une arête chanfreinée, un angle de coupe négatif et un petit rayon de bec utilisé avec lubrification pour favoriser des contraintes compressives en surface. Dans une étude similaire mais utilisant des outils en cBN polycristallins, Pawade et al. (2008) trouvent que dans le cas de l'usinage à haute vitesse de l'Inconel 718, une arête rodée génère des contraintes de compression en

surface combinée à une forte vitesse de coupe (475 m/min), une faible avance et une profondeur de passe modérée. Le passage d'un chanfrein de 30° à 20° sur l'arête de coupe permet de passer de contraintes de traction à des contraintes de compression en surface. De plus, le rodage de l'arête (Honed edge) permet d'améliorer encore plus ce niveau de compression. Les différentes préparations d'arête évoquées précédemment sont schématisées sur la Figure 1.20. L'explication physique donnée par Pawade est que la présence d'un rodage et/ou d'un chanfrein sur l'arête augmentent la surface de contact entre l'arête de coupe et la matière à l'avant de l'outil et favorisent l'effet de labourage. Il y aurait donc plus de déformation plastique d'origine mécanique dans la zone de coupe avec des outils chanfreinés et/ou rodés. Matsumoto et al. (1999) trouvent des résultats similaires dans le cas du tournage dur dans l'acier (cf. Figure 1.21) et concluent que c'est la géométrie de l'arête qui est le paramètre le plus influent sur le profil de CR d'usinage.

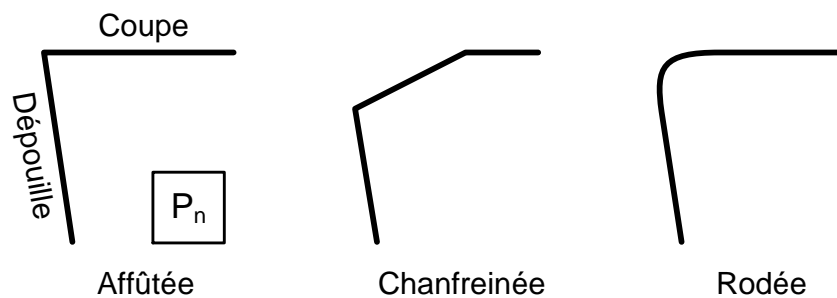


Figure 1.20. Différentes préparations d'arête vues en coupe de l'arête dans le plan  $P_n$ .

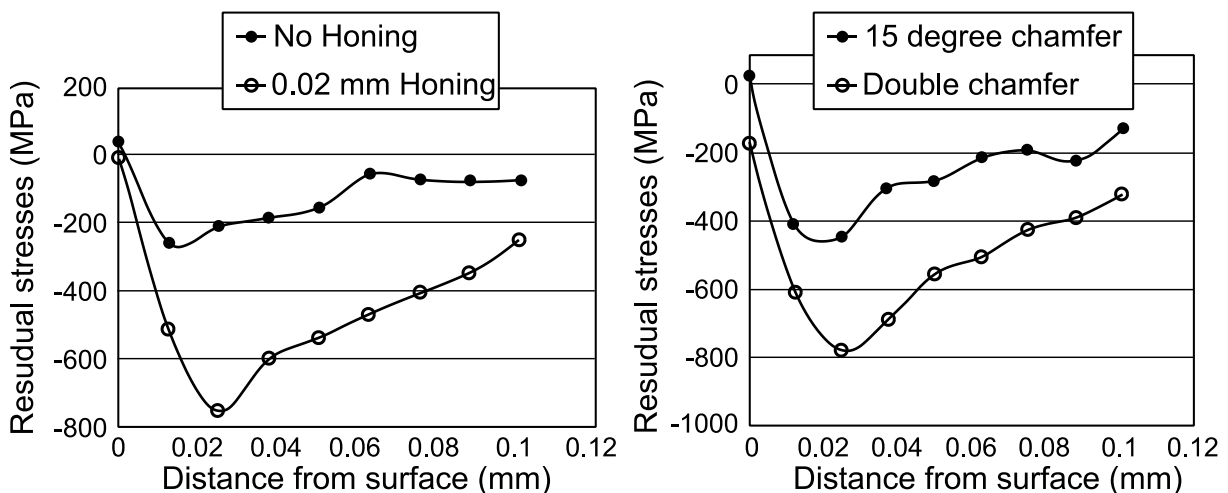


Figure 1.21. Effet du rodage (Honing) et du chanfreinage de l'arête (Chamfering) sur profil de CR d'usinage dans la ZAPU (Matsumoto et al., 1999).

### Usure de l'outil

Dans leur état de l'art sur l'usinabilité de l'Inconel 718, Thakur et Gangopadhyay (2016) constatent un large consensus (Kortabbari et al., 2011 ; Liu et al., 2015 ; Madariaga et al., 2016) sur le fait que l'usure de l'outil a tendance à favoriser les contraintes résiduelles de compression. Cela se traduit souvent par l'augmentation de l'amplitude et la profondeur du pic de compression comme montré sur la Figure 1.22. Dans le même temps, la valeur de contrainte de traction en surface augmente avec l'usure. Madariaga et al. (2016) annoncent qu'à partir d'un certain seuil d'usure en dépouille, les contraintes de traction en surface diminuent aussi. Ce résultat est contredit par l'étude de Sharman et al. (2006) qui avec une vitesse de coupe supérieure ( $V_c = 120$  m/min) trouvent un résultat opposé. Muñoz-Sánchez et al. (2011) affirment d'une part que l'usure en dépouille favoriserait les



contraintes de traction en surface en raison du chargement thermique créé par le frottement en dépouille. D'autre part, l'usure en cratère sur la face de coupe favoriserait les contraintes de compression en modifiant l'angle de coupe réel local. Une fois de plus, il y a donc une compétition entre les effets liés à la thermique et à la mécanique. De plus, plusieurs paramètres du procédé contribuent au chargement thermomécanique.

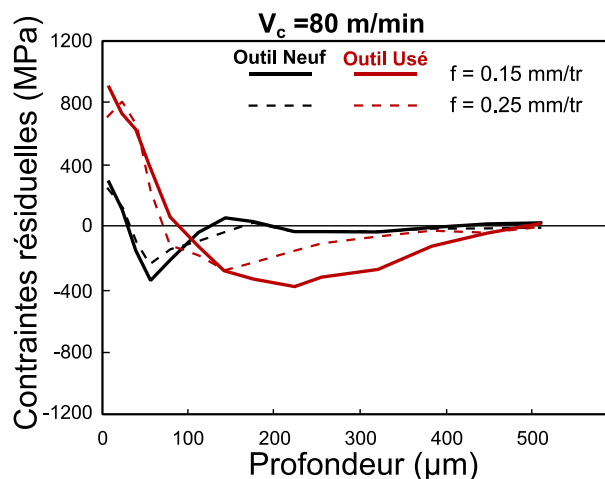


Figure 1.22. Effet de l'usure sur le champ de CR d'usinage dans la direction de coupe dans la ZAPU (Sharman et al., 2006) avec un outil en carbure revêtu -  $V_c = 80$  m/min.

#### 1.3.3.2.3. Influence de la lubrification

Enfin, un dernier paramètre pouvant influencer sur le champ de CR d'usinage est la lubrification. Les auteurs s'accordent en ce qui concerne l'utilisation d'une lubrification abondante dans le cas de la finition des superalliages de nickel avec des outils en carbure. Devillez et al. (2011b) affirment que la lubrification abondante tend à limiter les contraintes de traction en surface tant que  $V_c$  reste inférieure à 60 m/min. Au-delà de ces vitesses, les valeurs de contraintes résiduelles en surface sont comparables à celles obtenues en usinage à sec. Cette tendance est aussi observée par Arunachalam et al. (2004b). Les auteurs justifient cette observation par le fait que la lubrification réduit la température de la zone de coupe et, par là même occasion, la déformation plastique d'origine thermique.

Dans la littérature, des méthodes alternatives de lubrification sont développées pour l'usinage de l'Inconel 718. Sharman et al. (2008b) montrent que l'utilisation de jet d'eau à haute pression a peu d'influence sur les niveaux de CR d'usinage. En revanche, ils observent une légère diminution du niveau de contraintes en surface comparée à la lubrification abondante. Dans un contexte de finition avec lubrification cryogénique, Pusavec et al. (2011) trouvent que cette solution augmente l'amplitude et la profondeur du pic de compression mais ne modifie pas la contrainte de traction en surface comparée aux techniques de lubrification conventionnelles. L'influence de ces techniques sur les CR d'usinage est assez limitée.

Les relations entre les caractéristiques d'intégrité de surface et les paramètres du procédé sont majoritairement non linéaires comme le montrent Javadi et al. (2019). L'état de contraintes résiduelles résulte de l'équilibre entre les chargements thermiques et mécaniques. Pour comprendre la forme du profil de CR d'usinage, il faut donc identifier l'influence de chaque paramètre sur les chargements thermomécaniques.

Le développement de méthodologies de compensation visant à limiter les défauts géométriques fait l'objet de nombreuses recherches dans la communauté scientifique.



## 1.4. Modélisation et compensation des défauts en usinage

Les outils de Fabrication Assistée par Ordinateur (FAO) génèrent des trajectoires d'usinage associées à une géométrie nominale de la pièce. Ils ne prennent pas en compte les travers liés aux divers phénomènes évoqués au paragraphe 1.1.1.2. Dans cette partie, les stratégies d'anticipation et de compensation des défauts géométriques en usinage sont abordées. Dans un premier temps, les stratégies permettant de corriger les défauts géométriques liés à la coupe, puis ceux liés au bridage de la pièce, sont traitées. Par la suite, différentes méthodes de prise en compte des défauts géométriques, liés à l'équilibre des contraintes résiduelles dans la pièce, sont présentées.

### 1.4.1. Déformation élastique de la pièce sous l'effet des efforts de coupe

Une distinction est faite dans cette partie entre les travaux sur des pièces rigides et ceux sur des pièces flexibles, qui donnent lieu à des défauts géométriques d'amplitudes différentes. Dans le premier cas, les principaux phénomènes étudiés responsables de défauts géométriques sont la dilatation thermique de la pièce ou la flexion de l'outil. Dans le second cas, les défauts géométriques sont principalement liés à la déformation élastique de la pièce sous les efforts de coupe pendant l'usinage. Seul le second cas, relatif aux pièces flexibles, est abordé ici.

Pendant l'usinage, la pièce est soumise à des sollicitations statiques et dynamiques qui peuvent générer des défauts dimensionnels. Les vibrations peuvent créer des ondulations à la surface de la pièce par l'alternance d'overcut et d'undercut locaux. Dans le même temps, les efforts de coupe repoussent la pièce ce qui provoque un défaut d'undercut.

Très peu d'études traitent de la déformation élastique de pièces fines en tournage. En revanche, de nombreux travaux traitent du fraisage de surfaces complexes sur des pièces fines telles que de grandes pièces structurales en aluminium ou bien des pales de turbine ou de compresseur en alliages réfractaires. Dans ces cas d'étude, les principales difficultés viennent de la variation de quantité de matière coupée et de l'hétérogénéité de rigidité de la pièce le long de la trajectoire de l'outil. Il y a un lien direct entre l'épaisseur coupée réelle et les efforts de coupe qui varient tous les deux lorsque la pièce se déforme. Les stratégies de compensation liées à la déformation élastique de la pièce sont présentées dans ce paragraphe. Dans la littérature, deux familles de méthodologies se distinguent. Les méthodes visant à déterminer *a priori* une stratégie permettant de compenser le défaut géométrique qui apparaîtrait sans compensation. Ce sont les méthodes dites 'hors ligne'. Les méthodes permettant de compenser en temps réel les défauts géométriques pendant l'usinage dites méthodes 'en ligne'. Ces deux approches sont traitées séparément.

#### 1.4.1.1. Méthodologie de prédiction du défaut d'undercut

La plupart des études traitant de la modélisation des déformations élastiques sous effort de coupe reposent sur le couplage entre un modèle de rigidité de pièce et un modèle d'effort de coupe. Trois problématiques se posent alors :

- Prédiction de la variation des efforts de coupe en fonction des paramètres de coupe et de l'usure de l'outil,
- Prédiction de la raideur locale de la pièce,
- Influence de l'enlèvement de matière sur la raideur de la pièce au cours de l'usinage.

Les efforts de coupe et la déformation de la pièce sont couplés. Par exemple, une augmentation de la profondeur de passe a pour objectif d'augmenter la quantité de matière coupée. Par conséquent, les efforts de coupe augmentent, et génèrent donc plus de déflexion de la pièce, ce qui a pour conséquence de diminuer la quantité de matière coupée. Dans les approches de modélisation, l'utilisation d'un algorithme itératif visant à atteindre l'équilibre entre l'effort de coupe et l'effort élastique, lié à la flexion de la pièce, est donc nécessaire. Ces algorithmes ont une forme commune présentée en Figure

1.23. Les blocs entourés en gras sont ceux qui nécessitent un développement et pour lesquels différentes stratégies peuvent être adoptées. Par la suite, des études abordant ces problématiques sont présentées.

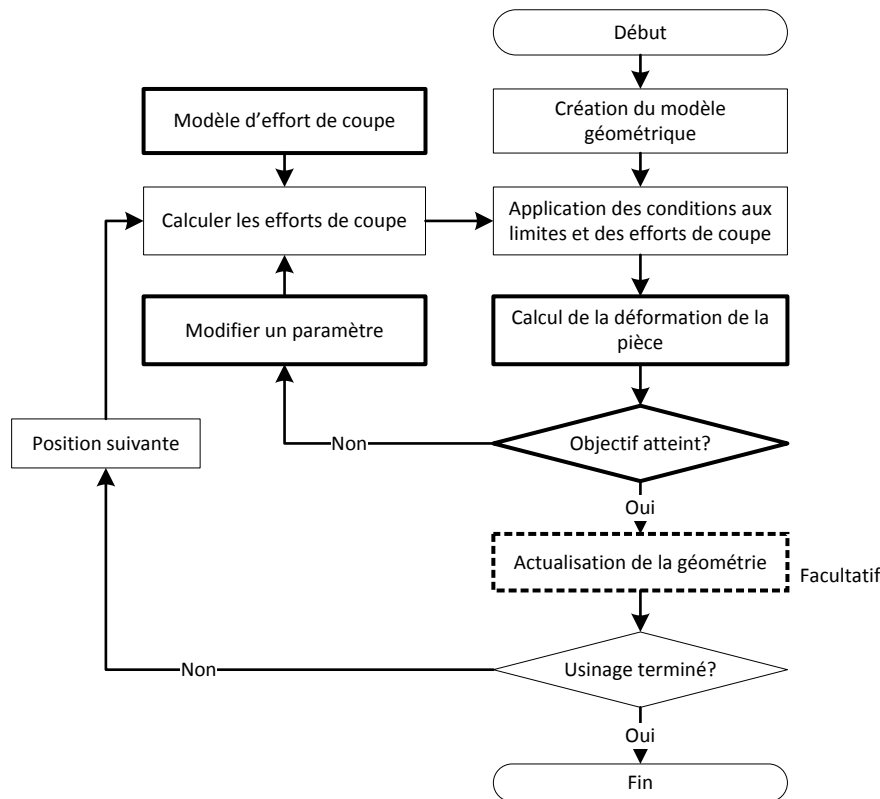


Figure 1.23. Exemple d'algorithme classique de prédiction de la déformation élastique de la pièce pendant une opération d'usinage.

#### 1.4.1.1.1. Modèle d'efforts de coupe

Il existe un grand nombre de méthodologies permettant de modéliser les efforts de coupe (Campocasso, 2013). Cependant l'usage d'une approche mécanistique, basée sur la description de la quantité de matière coupée et la géométrie de l'outil coupant, est très répandue. Dans le cadre de la prédiction de la déformation élastique de la pièce, sous l'effet des efforts de coupe, seul l'effort normal à la pièce est considéré. Cette hypothèse est souvent justifiée par le fait que la raideur de la pièce dans la direction normale à la surface usinée est bien inférieure à celles dans les deux directions tangentes à la surface usinée. Dépincé et Hascoet (2006) et Yan (2018) utilisent des modèles mécanistiques pour prédire les efforts de coupe en fonction de la quantité de matière coupée instantanée. Ma et al. (2018) utilisent une relation de proportionnalité entre l'effort normal et la quantité de matière coupée.

Malgré la forte influence de l'usure de l'outil sur l'évolution des efforts de coupe présentée au §1.2.2.2, la recherche bibliographique n'a pas permis de trouver d'études prenant en compte l'usure de l'outil sur les efforts de coupe dans le cadre d'une modélisation de la déformation élastique de la pièce.

#### 1.4.1.1.2. Calcul de la déformation statique de la pièce sous l'effet des efforts de coupe

Dans une récente revue, sur les méthode de prédiction des défauts géométriques pendant le fraisage de pièces minces, Fei et al. (2020) mettent en avant diverses méthodes numériques, analytiques, hybrides et expérimentales visant à prédire la déformation de la pièce sous les efforts de coupe.

La déformation de la pièce en face de l'outil sous l'action des efforts de coupe est souvent simulée par la méthode des éléments finis (MEF) (Chen et al., 2009 ; Ma et al., 2018 ; Ratchev et al., 2003). Cette méthode est particulièrement adaptée pour les géométries complexes où aucune solution analytique n'est disponible. Cependant, pour les pièces de grande dimension, la taille des modèles éléments finis et la durée des calculs est aujourd'hui un obstacle pour développer des méthodes efficaces. Certains auteurs ont donc recours à la réduction de modèles qui visent à fournir un résultat approché en considérant uniquement les degrés de liberté principaux et en supprimant ceux qui ne sont pas essentiels. Par exemple, l'usage d'une base modale tronquée permet de décrire la déformation statique d'une pièce soumise à des efforts comme une somme pondérée des déformées statiques associées aux premiers modes propres (Moussavi et al., 2021) [Non publié (HPC2021)]. Cette méthode nécessite de connaître les pulsations propres, et leur taux d'amortissement, du système pièce/machine. Cela est réalisé par sonnage en machine à l'aide d'un ou plusieurs accéléromètres et d'un marteau de frappe.

Certains auteurs développent des méthodes expérimentales pour mesurer la déformation élastique des pièces pendant l'usinage comme Denkena et al.(2010).

Pour les pièces avec des géométries plus simples, certains auteurs utilisent des modèles analytiques afin de déterminer la raideur de la pièce. Par exemple, Yan (2018) utilise la théorie des plaques pour décrire une pale de turbine. Les équations obtenues pour des plaques d'épaisseur constante sont modifiées afin de décrire le comportement de plaques à épaisseur variable et les résultats sont vérifiés expérimentalement. Dans le cas de l'étude de la déformation de l'outil en fraisage, Dépincé et Hascoet (2006) comparent la MEF avec la théorie des poutres pour décrire la flexion de la fraise. Ils en concluent qu'un modèle de poutre avec un diamètre équivalent est suffisant pour décrire précisément le comportement statique de l'outil. Il existe de nombreux ouvrages de références donnant les relations entre les sollicitations et les déformations pour des géométries simples et pour de nombreux cas de chargement (Wang et al., 2000; Young et al., 2002). Par exemple, Ciavatti et al. (1992) fournissent la solution analytique de la déformation d'une plaque circulaire trouée d'épaisseur constante, soumise à un effort localisé. Cette solution est particulièrement adaptée au cas d'étude, de dressage sur un disque mince, présenté dans cette thèse. En revanche, dans le cas de l'usinage où un effort quasi ponctuel est appliqué sur une géométrie qui évolue de par l'enlèvement de matière, les solutions analytiques sont souvent indisponibles.

#### *1.4.1.1.3. Actualisation de la géométrie de la pièce*

L'enlèvement de matière par usinage entraîne une évolution de la raideur de la pièce. Cette évolution est souvent négligée car la quantité de matière enlevée pendant les étapes de finition est faible. Par exemple, Ma et al. (2018) prédisent la raideur locale de la pièce grâce à un modèle éléments finis sans actualiser la géométrie. Cependant, il est intéressant de s'intéresser aux stratégies d'actualisation de maillage pour développer une approche généralisée la plus exacte possible. Dans le paragraphe suivant, des méthodes permettant d'actualiser la géométrie de la pièce ainsi que sa raideur ou bien seulement sa géométrie sont présentées.

Dans leur étude, Chen et al. (2009) actualisent le maillage éléments finis de leur modèle en retirant les éléments coupés qui sont devenus des copeaux. Cette actualisation est réalisée à chaque position de l'outil après la boucle de convergence présentée en Figure 1.23. Dans cette méthode, il n'y a pas de remaillage. Cependant, cette méthode nécessite un maillage fin sur les zones usinées afin de modéliser précisément l'enlèvement de matière. Le temps de calcul peut rapidement augmenter pour les pièces de grandes dimensions. La préparation du maillage demande aussi un travail conséquent. Croppi et al. (2019) argumentent que l'utilisation d'éléments de type coque est particulièrement adaptée à la simulation du procédé d'usinage sur pièce mince car l'enlèvement de matière peut être

simulé en actualisant l'épaisseur des éléments. De plus, la réduction du nombre de degrés de liberté du système, associée à l'utilisation de ces éléments, entraîne un gain de temps de calcul. Tuysuz et Altintas (2017) proposent une méthode permettant de modéliser l'évolution de la réponse dynamique d'une pièce au cours de l'usinage en fonction de l'enlèvement de matière. Leur méthode repose aussi sur la réduction de modèle par l'utilisation d'une base modale tronquée. Leur méthode est 20 fois plus rapide qu'une analyse éléments finis sur un modèle complet. La performance de ces modèles est dépendante de la qualité de la prédiction des taux d'amortissement. Sur des pièces très fines, il peut être compliqué de les déterminer correctement.

Certaines méthodes permettent seulement d'actualiser la géométrie mais pas la raideur de la pièce. Ratchev et al. (2003) utilisent la méthode des voxels qui consiste à représenter la géométrie de la pièce par un ensemble d'éléments volumétriques, appelés voxels, qui sont interconnectés et très résolus spatialement. Cette méthode permet de simuler l'enlèvement de matière par une opération booléenne qui supprime les voxels en interférence avec l'outil sur le modèle déformé de la pièce. Il est aussi possible d'utiliser des dexels qui sont des éléments volumétriques allongés servant souvent à discrétiser des surfaces. Dans ce type d'approches, le principal coût est le calcul d'interférence entre l'outil et la pièce. Il est possible d'accélérer cette procédure en partitionnant l'espace par subdivisions récursives. Ainsi, les éléments hors de la zone d'intérêt ne sont pas considérés dans le calcul d'interférence. Les dexels ou voxels servent uniquement à représenter le volume nominal de la pièce mais ne permettent pas de simuler la dynamique. Cela est souvent géré par un modèle élément finis dont la géométrie n'est pas actualisée.

Il y a de nombreux défis à relever pour être capable de prédire l'évolution des efforts de coupe au cours du procédé d'usinage en fonction de paramètres de coupe et de l'usure de l'outil. De même, afin de simuler précisément le comportement statique et dynamique d'une pièce, de nombreux outils numériques existent. Les limitations sont liées à la description de la géométrie. L'utilisation de modèles réduits semble être une voie à explorer afin de s'affranchir des simulations éléments finis à chaque position de l'outil. Les deux derniers blocs entourés en gras sur la Figure 1.23 restant à traiter sont : l'objectif à atteindre et le paramètre à modifier pour atteindre cet objectif. Ils sont abordés dans le paragraphe suivant concernant les différentes stratégies de compensation.

#### **1.4.1.2. Stratégies de compensation « hors ligne »**

Dans leur revue, Fei et al. (2020) différencient les stratégies visant à supprimer les effets de la déformation élastique de la pièce et les approches visant à les contrôler.

##### *1.4.1.2.1. Stratégie de contrôle de la déformation*

Ma et al. (2018) étudient la finition de pales de turbine en fraisage 5 axes. Ces pièces ont une géométrie complexe et une rigidité hétérogène le long de la trajectoire de l'outil. La rigidité de la pièce et la quantité de matière coupée à chaque position de l'outil étant couplées, la conservation de paramètres de coupe constants peut engendrer un mauvais état de surface. En effet, des variations importantes de rigidité le long de la trajectoire de l'outil créent des ressauts ou des défauts d'undercut. Ma et al. (2018) proposent une stratégie de planification de la quantité de matière coupée par modulation de la vitesse d'avance. Le but est d'homogénéiser la déformation élastique de la pièce le long de la trajectoire de l'outil. Cette méthode permet d'améliorer l'état de surface en réduisant de 80% le défaut géométrique lié à l'hétérogénéité de déformation élastique le long de la trajectoire, sans augmenter le temps d'usinage.

Dans le même contexte d'usinage de pale de turbine, Yan (2018) modifie la trajectoire de l'outil en maximisant la profondeur de passe, tout en restant en dessous d'un seuil d'effort déterminé au préalable en tout point de la géométrie. Ici, la profondeur de passe n'est pas choisie de manière conservative, une analyse propre à la géométrie est réalisée pour déterminer la stratégie d'usinage qui

garantit l'exactitude et la rapidité de l'opération. La stratégie obtenue consiste à retirer en priorité la matière loin de la partie la plus rigide de la pièce, c'est-à-dire le pied de la pale (cf. Figure 1.24). Cela permet de conserver un maximum de raideur le plus longtemps possible.

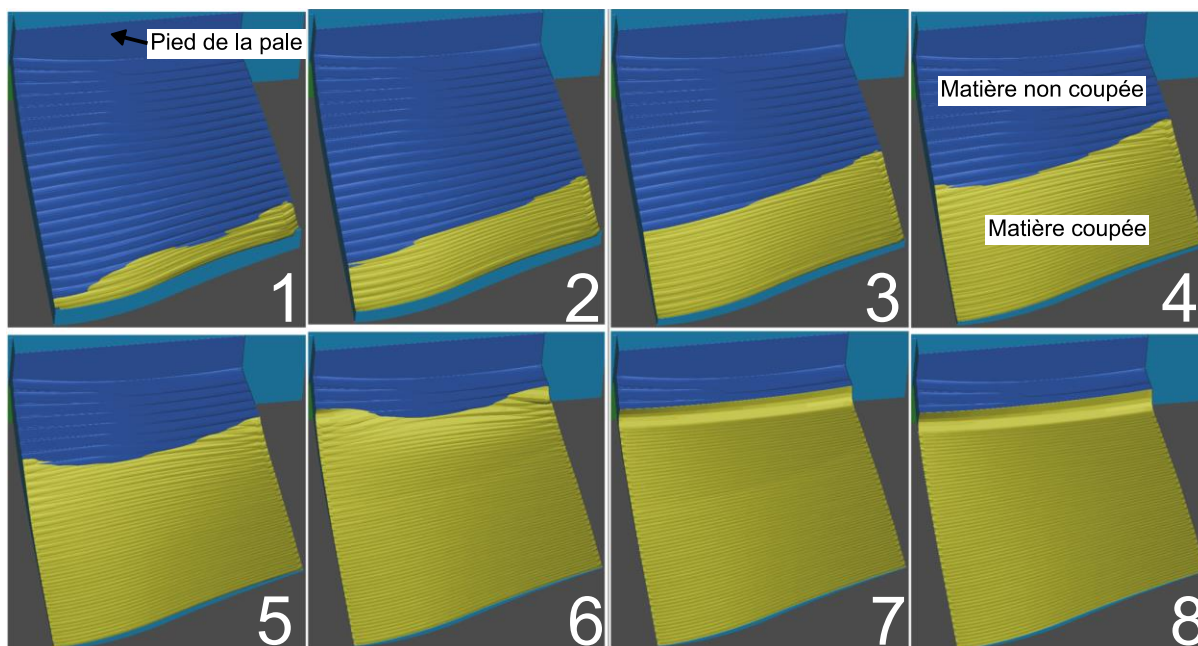


Figure 1.24. Stratégie de fraisage d'une pièce mince par planification de la quantité de matière coupée sur 8 passes (Yan, 2018).

Huang et al. (2017) étudient l'influence de la vitesse d'avance et de l'angle d'inclinaison de la fraise sur les vibrations et la déformation de la pièce et trouvent des paramètres optimisés permettant de limiter la déformation. Wang et al. (2017) utilisent une méthode d'optimisation de la séquence d'enlèvement de matière. Ils construisent un modèle éléments finis de la géométrie et divisent la matière à couper en plusieurs blocs. Ensuite, à partir du modèle éléments finis avec tous ces blocs supprimés, ils utilisent une modélisation par éléments finis pour trouver la séquence d'ajout des blocs qui permet de rester en dessous d'un seuil de déformation lorsque les efforts de coupe sont appliqués. Il suffit ensuite d'inverser la séquence d'ajout des blocs pour trouver la stratégie d'usinage optimale. Les quatre précédentes études développent des stratégies « hors ligne » afin de prédire et ainsi contrôler la déformation de la pièce pendant l'usinage. Pour cela, la trajectoire de l'outil est modifiée par modulation des paramètres du procédé, comme la vitesse d'avance ou la profondeur de passe. En conséquence, l'influence de la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage sur le défaut géométrique est réduite.

#### 1.4.1.2.2. Stratégie de compensation de la déformation

Dans cette partie, au lieu de contrôler les défauts, les stratégies de compensation proposées visent à les annuler. Pour cela, la trajectoire de l'outil est modifiée afin de retirer la quantité de matière nominale souhaitée.

Dépincé et Hascoet (2006a ; 2006b) simulent le défaut lié à la flexion d'outil pendant le fraisage d'une pièce massive. La méthodologie peut être adaptée à l'usinage de pièces flexibles. Dans cette étude, le défaut lié à la flexion de l'outil est atténué en modifiant l'engagement radial de l'outil dans le cas d'un contournage. Afin de converger vers une solution, la méthode dite des miroirs est appliquée (cf. Figure 1.25). Dans cette méthode itérative, l'engagement radial est modifié de la valeur de la déformation élastique de l'outil,  $\delta_i$ , calculée à l'étape  $i$ . Le processus est répété jusqu'à ce que le déplacement  $\delta$  soit inférieur à une faible valeur  $\varepsilon$  signifiant que l'outil a atteint un engagement radial

permettant de compenser au mieux le défaut lié à sa flexion. Une méthode similaire est utilisée par Cho et al., (2006).

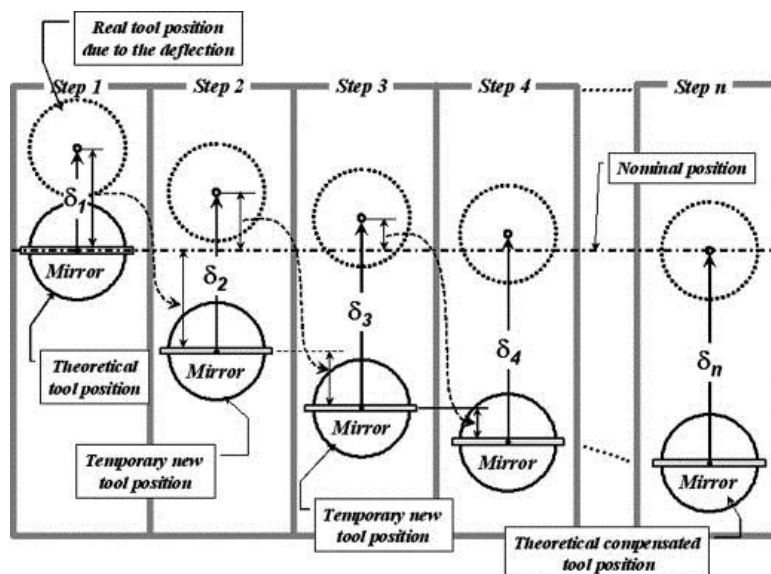


Figure 1.25. Méthode des miroirs d'après Dépincé et Hascoët (2006).

La méthode utilisée par Dépincé et Hascoët permet de prendre en compte le couplage entre l'engagement de l'outil et la déformation. Chen et al. (2009) étudient la finition de pièces minces en fraisage. Dans ce cas, une stratégie d'usinage par retrait de couches successives est souvent utilisée pour limiter l'engagement de l'outil et donc la déformation de la pièce. Pour compenser les défauts liés à la déformation de la pièce sous effort, Chen et al. partent du constat qu'il faut impérativement prendre en compte dans la passe courante les défauts créés pendant la passe précédente. Dans leur algorithme, une boucle itérative permet d'ajuster la profondeur de passe jusqu'à compenser la déformation élastique. Chen et al. font une distinction entre la compensation « totale » et la compensation « multicouche ». Dans la méthode de compensation « totale », la valeur de compensation appliquée est égale à la déformation de la pièce calculée à partir de la prédiction des efforts de coupe mais elle ne prend pas en compte l'interaction entre ces deux éléments. La méthode « multicouche » est celle mise en œuvre par Dépincé et Hascoët (2006a ; 2006b) dans l'étude précédente. Elle permet de réduire le défaut géométrique et de le rendre plus uniforme. La mise en œuvre de cette méthode est réalisée avec un outil de fraisage à une seule dent similaire à une barre d'alésage, ce qui réduit les efforts de coupe et les problèmes de vibrations, comparé à une fraise à dents multiples. Les auteurs parviennent à réduire considérablement les défauts géométriques présents sans compensation (99 % du défaut compensé). Ces défauts représentent 5 centièmes de millimètre d'undercut suivant l'axe Z machine au pire des cas (cf. Figure 1.26).

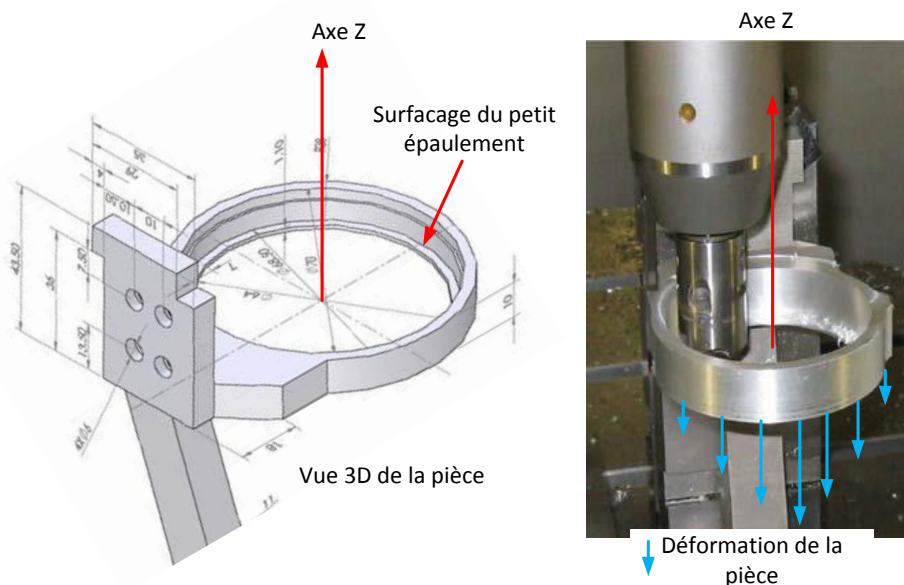


Figure 1.26. Pièce d'étude pour la validation d'une méthodologie de compensation de la déformation élastique de pièce pendant l'usinage (Chen et al., 2009).

Cho et al. (2006) proposent une méthodologie basée sur le contrôle géométrique de l'erreur en machine par palpage 3D. Les mesures alimentent un réseau de neurones, pour apprentissage, ce qui permet de modifier la trajectoire afin réduire les erreurs en usinage.

Les trois méthodes de compensation précédentes sont elles aussi des méthodes « hors ligne ». Elles sont toutes les trois basées sur la modification de la trajectoire de l'outil dans le but de réduire les erreurs liées à la déformation élastique de la pièce. En revanche, ces méthodes présupposent que le procédé d'usinage est répétable. En effet, une seule trajectoire optimisée est calculée pour usiner une série de pièces. Très peu d'études proposent des méthodes « en ligne » pour compenser la déformation élastique de la pièce. Ces méthodes peuvent permettre une plus grande adaptabilité dans la mesure où la trajectoire d'usinage sera adaptée à la pièce en train d'être usinée.

#### 1.4.1.3. Stratégies de compensation « en ligne »

Les stratégies de compensation « en ligne » ou « in-process » sont traitées dans ce paragraphe. Diez et al., (2015) proposent une méthode utilisant des actionneurs piézoélectriques afin de modifier la position relative entre l'outil et la pièce en temps réel. Cette approche est indépendante de la commande numérique de la machine, les trajectoires pilotées de l'outil restent inchangées. La déformation de la pièce est déterminée indirectement en comparant les efforts de coupe mesurés et les efforts de coupe « de référence » obtenus sur pièce rigide et modélisés à partir de l'épaisseur coupée. Ainsi, cette méthode occasionne un très faible retard car elle ne nécessite pas de boucle itérative, la correction à appliquer est calculée directement. Cela nécessite donc un modèle d'effort exact. Cette méthode permet de corriger les erreurs statiques mais pas dynamiques.

Pour traiter ce problème en dynamique, un large domaine d'étude concerne la méthode FCC (Forecasting Compensatory Control) développée depuis les années 1980 et qui complète les méthodes de compensation. Les principes de base sont exposés par Wu et Ni (1989). La méthode FCC est à l'origine développée pour réduire l'erreur volumétrique des machines par compensation mais elle ne prend pas en compte la dynamique de la pièce et de l'outil. La méthode a depuis été améliorée afin de prendre en compte ces phénomènes. Elle est d'ailleurs toujours d'actualité, Wang et al. (2018)

développent une méthodologie FCC adaptée à l'usinage de pièce mince en fraisage. L'avantage de la méthode FCC est qu'elle peut non seulement corriger les erreurs déterministes, répétables et connues de la machine, mais aussi la partie corrélée des erreurs stochastiques, c'est-à-dire aléatoire et dépendant du temps. Les erreurs stochastiques sont liées notamment à la dynamique du système. Grâce aux modèles stochastiques, il est possible de déterminer la valeur d'une variable dynamique mais aussi de prédire sa prochaine valeur à partir de sa valeur courante. Pour cela, il faut mettre en place un système de mesure in-process, du traitement de signal en temps réel, un modèle stochastique, un modèle de prédiction et le système de compensation physique. Pour ce dernier point, les actionneurs piézo-électriques ou hydrauliques sont fréquemment utilisés pour modifier la position relative entre l'outil et la pièce à usiner. Le délai qui existe entre la position où la mesure est faite et la position où l'usinage a lieu peut être compensé.

Les méthodes « en ligne » sont des méthodes de compensation « in-process » en temps réel, elles nécessitent l'intégration de systèmes mécaniques et/ou numérique dans les machines-outils. Elles ont comme principal avantage l'adaptabilité à chaque pièce et la simplicité d'utilisation. En revanche, dans le cas d'usinage de pièces minces, elles nécessitent presque toujours des développements spécifiques à une application.

D'autres méthodes plus marginales sont aussi développées dans la littérature. Par exemple, la déformation élastique de la pièce est compensée in-process par projection d'un jet d'air ou d'eau (Kononenko et al., 2020). Cette méthode « hors ligne » permet de prévoir la pression à appliquer sur la pièce pour contrer les efforts de coupe.

Dans le paragraphe suivant les systèmes de compensation des défauts géométriques liés à la déformation élastique de la pièce pendant le bridage sont traités succinctement.

#### **1.4.2. Compensation des défauts liés au bridage de la pièce**

Le choix d'un système de fixation résulte souvent d'un compromis entre exactitude d'usinage et facilité de mise en œuvre. Dans le cas de l'usinage de pièce de grande dimension et de faible raideur comme des disques de turbines, les systèmes de bridage sont hautement hyperstatiques. Le nombre de points d'appui et les pressions de serrage sont les principaux leviers pour améliorer la précision.

Dans la littérature deux approches différentes se démarquent. D'une part, le développement de systèmes de bridage intelligents et spécifiques à une pièce. D'autre part, l'adaptation de systèmes de bridage pour pièces flexibles, en modifiant les pressions de serrage ou le nombre d'appuis.

Li et Melkote (1999, 2001) proposent une méthodologie visant à diminuer les déplacements de la pièce au niveau des appuis en changeant la position de ces derniers ainsi que les efforts de bridage. Dans le même esprit, Yadav et Mohite (2018) présentent un système de bridage de pièce mince avec modification des efforts de serrage sur chaque bride afin de contrôler la déformation élastique de la pièce. Ces méthodologies utilisent la MEF pour modéliser les déformations et des algorithmes d'optimisation pour atteindre l'objectif défini. Estrems et al. (2017) montrent que la diminution de la pression de serrage améliore la précision mais augmente le risque de glissement de la pièce dans les mors. Le calcul du compromis entre pression de serrage et maintien de la pièce par frottement est présenté. Pour cela, il faut déterminer le coefficient de frottement entre la pièce et les brides. En effet, le développement de montage de bridage pour pièces flexibles nécessite de modéliser fidèlement les contacts entre la pièce et les brides.

Le développement de montages de bridage instrumentés est donc un axe de recherche qui existe et perdure. Certaines entreprises collaborent avec les laboratoires pour développer des systèmes de bridage avec capteurs intégrés, comme présenté par Denkena et al. (2016) avec une bride hydraulique instrumentée.



Dans le cas de pièces de grandes dimensions et à géométrie complexe, le développement d'un système de bridage spécifique et exclusif est souvent nécessaire. De plus, les pièces à l'entrée d'une opération d'usinage ont souvent une géométrie variable du fait des étapes d'élaboration du brut ou bien des étapes d'usinage précédentes. Cela peut créer des déformations élastiques importantes lors du serrage. Gonzalo et al. (2017) proposent, dans le cas du bridage d'une pièce de turboréacteur de grande dimension, un système de bridage intelligent permettant de limiter la déformation élastique de la pièce (cf. Figure 1.27). Pour cela, des brides intelligentes combinant l'action de mise en position et de maintien en position sont utilisées. Elles permettent de modifier l'altitude du point de serrage et la pression de serrage afin de s'accommoder à la géométrie propre à chaque pièce. Le réglage de l'altitude des appuis et de la pression de serrage des brides est réalisé par mesure de l'effort de bridage, qui contient la réaction de la pièce lorsqu'elle est déformée.

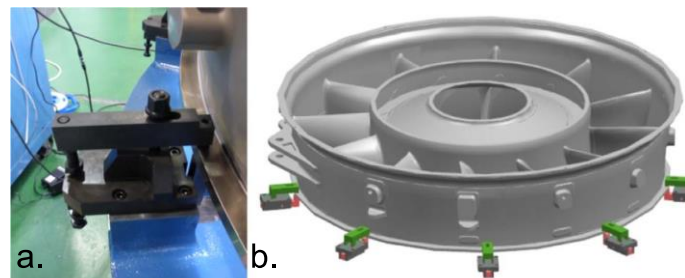


Figure 1.27. a - Système de bridage intelligent combinant l'action de mise en position et de maintien en position sur chaque bride (Gonzalo et al. (2017)). b - Bridage d'un logement de roulement situé en queue de réacteur.

Dans le cadre du tournage de pièces minces de grandes dimensions, Croppi et al. (2019) proposent une approche généralisée utilisant la MEF pour optimiser un système de bridage, l'objectif étant de réduire les déformations statiques et dynamiques de la pièce pendant l'usinage afin de respecter des tolérances. A partir de la géométrie de la pièce et de la trajectoire de l'outil, ils parviennent, grâce à une simulation éléments finis en dynamique, à définir un nombre optimal de supports et leur position, pour assurer la stabilité de l'usinage, ainsi que le respect de la tolérance définie. Finalement, pour les pièces fabriquées en grandes séries où une solution d'adaptation de bridage n'est pas envisageable, une simple correction de la trajectoire pour s'accommoder à la déformation élastique liée aux efforts de bridage peut suffire. Ilie (2020) réduit l'erreur trilobée, causée par un mandrin à 3 mors sur un alésage, par modification de la trajectoire de la fraise.

De nombreuses solutions sont disponibles pour prédire et compenser la déformation des pièces flexibles pendant l'usinage sous sollicitations statique et dynamique. Elles consistent à optimiser les conditions de coupe, la séquence d'enlèvement de matière ou la trajectoire de l'outil. Sur le plan pratique, ces méthodologies sont majoritairement « hors ligne » et adaptées au cas par cas à une géométrie de pièce. Pour généraliser ces approches à tout type de pièces, il semble possible de s'orienter vers des stratégies « en ligne » qui sont plus simples de mise en œuvre par les opérateurs. En revanche, aucune de ces méthodes n'est encore incorporée dans un logiciel de FAO. Il en est de même pour les méthodologies visant à modéliser les défauts géométriques liés à l'équilibre des contraintes résiduelles dans la pièce.

### 1.4.3. Modélisation des défauts liés aux contraintes résiduelles

L'influence des CR d'usinage et celle des CR pré-usinage sur les distorsions sont des thèmes complexes en plein développement.

La MEF est la méthode la plus utilisée pour traiter ces problèmes. Cependant plusieurs verrous scientifiques existent :

- Modéliser les CR résultantes d'un procédé,
- Introduire ces CR dans un maillage.

Pour chacun de ces points, les approches relatives aux CR d'usinage et aux CR pré-usinage sont traitées séparément car elles ont leurs propres échelle et lots de complications.

#### 1.4.3.1. Modélisation des CR d'usinage et pré-usinage

##### 1.4.3.1.1. CR pré-usinage

Il existe de nombreuses solutions logicielles pour simuler les CR en volume occasionnées par les traitements de mise en forme : (Li et al., 2018) laminage de plaque, (Schulze et al., 2013) flexion 4 points, mais aussi pendant les traitements thermiques comme par exemple une trempe à l'huile suivi d'un recuit (Afazov et al., 2011). Les logiciels les plus répandus dans la littérature pour ce genre d'application sont SYSWELD, DEFORM, FORGE et ABAQUS.

##### 1.4.3.1.2. CR d'usinage

Dans une revue, Wan et al. (2019) présentent des méthodes empiriques, analytiques et éléments finis de modélisation des CR d'usinage. Ils en concluent qu'il existe de nombreuses approches mais que chacune d'elle reste limitée tant vis-à-vis de sa précision que de son domaine d'applicabilité:

- Les méthodes empiriques permettent d'obtenir des tendances utiles pour les industriels. En revanche, elles doivent être interprétées avec du recul. Les relations entre CR et paramètres du procédé sont pour la plupart non linéaires et des tendances contraires peuvent être observées dans la littérature (Thakur et Gangopadhyay, 2016). De plus, la faible répétabilité des méthodes de mesure de CR peuvent induire des erreurs d'interprétation.
- Les modèles analytiques permettent d'obtenir des résultats rapides et précis mais au prix d'hypothèses simplificatrices qui bornent leur domaine de validité à des cas particuliers. La plupart de ces modèles ne considèrent que des paramètres géométriques relatifs à la coupe (angle de cisaillement, épaisseur coupée) mais pas les propriétés du matériau.
- La MEF semble offrir plus de flexibilité. Cependant, le traitement de problèmes 3D reste très chronophage. De plus, les moyens expérimentaux, limités en températures et taux de déformation atteignables, ne permettent pas toujours d'obtenir les lois de comportement des matériaux sous les sollicitations thermomécaniques propres à l'usinage.

Wan et al. (2019) concluent sur la nécessité d'améliorer les trois approches pour faire progresser la modélisation des CR d'usinage. Cela passe par une amélioration de la précision des méthodes de mesure de CR, le développement de modèles analytiques plus généralisés et la réduction des temps de calculs en MEF.

#### 1.4.3.2. Introduction de CR dans un maillage

##### 1.4.3.2.1. CR pré-usinage

Pour les CR pré-usinage en volume, l'approche retenue est souvent de projeter un champ de contrainte connu sur le maillage éléments finis comme présenté dans les études de (Afazov et al., 2011 ; Richter-Trummer et al., 2013). Par la suite, l'effet de l'enlèvement de matière est simulé en deux étapes par des algorithmes bien implantés dans les codes de calcul :

- Etape 1 : désactivation des éléments coupés en imposant une raideur égale à  $10^{-6}$  aux éléments concernés (méthode appelée « element birth and death »).
- Etape 2 : rééquilibrage des contraintes par le solveur éléments finis.

Cependant, cette méthode demande d'avoir accès aux Modèles Intermédiaires de Fabrication (MIF). Or, souvent, seuls les modèles géométriques des étapes initiale et finale sont disponibles. Il est possible de récupérer des modèles à facettes au format STL des logiciels de FAO. Cela ne facilite pas le maillage par éléments finis, car ces maillages STL ne sont pas toujours des représentations très fiables de la géométrie réelle. Une autre solution est d'obtenir les surfaces intermédiaires directement d'un modèle CAO paramétré par opération puis de les mailler. En revanche, cette méthode ne permet pas de prendre en compte les déformations occasionnées à chaque étape. Cela nécessiterait un remaillage après chaque étape.

Une alternative apparaît avec les approches XFEM et level-set qui permettent de s'affranchir des MIF, des maillages et des projections à chaque étape. Les découpes deviennent des objets dimension  $N-1$  (surface 2D pour décrire un volume 3D ou chemin 1D pour décrire une surface 2D). Les avantages sont décrits dans une étude menée par D'Alvise et al. (2015). Seul un maillage éléments finis de la pièce initiale est nécessaire. L'identification des éléments à couper se fait par un simple calcul de distance (level-set). Des difficultés surviennent quand la surface de découpe passe par un élément fini puisqu'une seule partie de ce dernier doit rester dans le système. Dans le cas de l'usinage de pièces structurales de grandes dimensions, Cerutti et Mocellin (2015) proposent une méthodologie numérique pour prédire les distorsions suite à l'enlèvement de grandes quantités de matière. Une méthode booléenne d'enlèvement de matière utilisant des fonctions level-set est présentée. Une fois la géométrie actualisée avec l'enlèvement de matière, le champ de CR pré-usinage du maillage initial est projeté sur le maillage actuel et le nouvel équilibre est calculé. Il est aussi possible de s'affranchir des maillages lourds en utilisant des éléments de type coque particulièrement adaptés à l'étude des pièces de structure fines (Li et al., 2018).

#### 1.4.3.2.2. CR d'usinage

Pour simuler les déformations liées aux CR d'usinage les auteurs ont souvent recours à une même méthode : la projection de mesures de CR obtenues expérimentalement sur un maillage éléments finis. Yang et al. (2016) utilisent cette méthode pour introduire un champ de CR d'usinage dans un maillage affiné en surface. En effet, la couche affectée par les CR d'usinage a une faible épaisseur de l'ordre de 0.1 mm. Pour assurer la précision de l'interpolation, il faut donc avoir recours à un raffinement du maillage en surface ou utiliser des éléments avec plus de points d'intégration ce qui dans les deux cas augmente la complexité du modèle.

Afazov et al. (2011) étudient la sensibilité de la projection d'un profil de CR d'usinage au choix d'éléments finis en utilisant des éléments quadrilatère linéaire et quadratique avec schéma d'intégration réduit et complet. Ils essayent de projeter un champ de CR pénétrant jusqu'à 0.25 mm de profondeur. L'utilisation de 3 éléments quadratiques dans l'épaisseur permet d'obtenir une projection satisfaisante. Les éléments linéaires donnent des erreurs plus importantes et nécessitent l'utilisation d'un plus grand nombre d'éléments pour atteindre le même résultat qu'avec des éléments quadratiques.

Il y a une limite à ces méthodes qui est liée à l'obtention du profil de CR. Les profils mesurés sur une pièce sont en équilibre dans cette pièce. En effet, le profil mesuré est déjà rééquilibré avant la mesure, il ne s'agit donc jamais véritablement du champ de CR d'usinage introduit dans la pièce pendant le procédé concerné. Une manière de réduire ce biais est d'effectuer les mesures sur une pièce massive libre de contraintes dont l'équilibre sera très peu perturbé par l'ajout de CR d'usinage à sa

surface. Pour être plus rigoureux, il faudrait être capable de mesurer (ou prédire) le champ de déformation plastique résiduel (qui est la source des contraintes résiduelles) introduit pendant un procédé. En effet, ce champ n'est pas affecté par le rééquilibrage de la pièce. En revanche, il peut se superposer au champ de déformation plastique présent *a priori* dans la pièce. D'où l'intérêt de modéliser chaque étape du procédé. L'un des verrous scientifiques est la caractérisation de la ZAPU et la superposition à l'état de CR pré-usinage dans un modèle numérique.

Peu d'études s'intéressent à la compensation des défauts liés aux CR d'usinage. Dans le cas de la réparation de pales de turbines, Böß et al. (2019, 2020) insistent sur le fait que chaque pièce demande un traitement différent. La nécessité de remailler chaque pièce indépendamment fait que la MEF n'est pas adaptée à cette application. Ils utilisent une approche physique simplifiée développée par Denkena et al. (2014) qui montrent que les CR d'usinage peuvent être reliés au « volume de matière coupée générateur de la surface finale » (cf. Figure 1.28). Dans le cas du re-contournage de pales de turbines avec une fraise hémisphérique, plus l'engagement de l'outil est élevé plus les distorsions mesurées sont grandes. Ainsi, Böß et al. (2019) développent une stratégie visant à optimiser ce volume tout au long d'une opération en adaptant l'engagement de l'outil en fonction de la géométrie de la pièce à usiner. En réalité, cette méthode permet de réduire les défauts liés aux CR d'usinage en contrôlant l'un des paramètres ayant une forte influence sur leur apparition, à savoir l'engagement de l'outil.

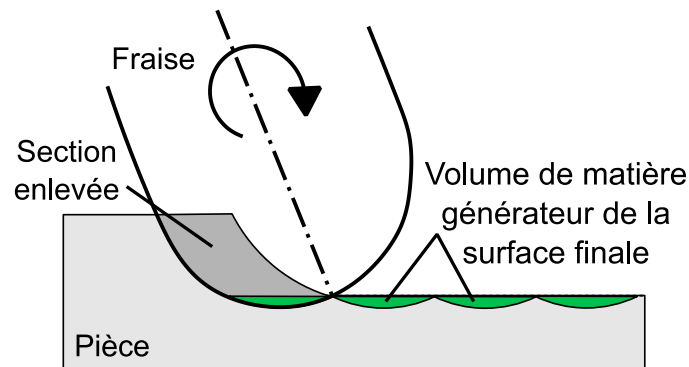


Figure 1.28. Volume coupé (en vert) générateur de la surface finale, d'après Böß et al. (2019).

Aujourd'hui encore, très peu de publications proposent des approches de modélisation permettant de prendre en compte simultanément les divers phénomènes responsables de distorsions (Fei et al., 2020). Tang et al. (2013) développent un modèle par éléments finis prenant en compte les efforts de bridage, les CR pré-usinage, les chargements thermomécaniques pendant l'usinage ainsi que les CR d'usinage.

Tous les phénomènes responsables de défauts géométriques pendant l'usinage de pièce minces sont étudiés dans la littérature. En revanche, la majorité des études se concentrent sur une partie des phénomènes ce qui est la plupart du temps justifié par les conditions de coupe, de lubrification, le matériau usiné, la quantité de matière retirée pendant l'opération. En effet, l'influence de chacun des phénomènes est complexe à caractériser précisément. De plus, les influences respectives varient en fonction de nombreux critères. Un des critères principal est le matériau usiné. Pour les pièces en aluminium qui sont souvent des pièces de structure d'épaisseur de plus en plus fine, ce sont l'influence du rééquilibrage des CR pré-usinage et la déformation élastique de la pièce pendant la coupe qui sont considérées. L'effet des CR d'usinage introduites dans la ZAPU est presque toujours négligé. Dans le cas de matériaux à faible usinabilité, les profils de CR d'usinage sont bien plus critiques et ne peuvent pas être négligés. En finition sur pièce mince, l'étude de la déformation élastique de la pièce seule peut suffire à décrire le défaut géométrique total si la quantité de matière enlevée et que l'amplitude des CR d'usinage restent faibles.

## 1.5. Conclusions de l'état de l'art

L'état de l'art développé précédemment montre qu'il existe de nombreux phénomènes susceptibles de générer des défauts géométriques pendant la finition de pièces minces en Inconel 718. Il est complexe de quantifier l'influence respective de chaque phénomène sur ces défauts, car ils sont couplés et interviennent simultanément pendant l'usinage. De plus, leurs proportions dépendent de nombreux facteurs comme le matériau usiné, la géométrie de la pièce, la mise et maintien en position de la pièce, les conditions et l'environnement de coupe ou encore l'usure de l'outil. Cette revue bibliographique confirme que dans le cas étudié, trois phénomènes majeurs sont à considérer : la déformation élastique de la pièce sous les efforts de coupe, le rééquilibrage de contraintes pré-usinage suite à l'enlèvement de matière et l'introduction de CR d'usinage dans la ZAPU. La principale valeur ajoutée de ces travaux de thèse est donc de développer une méthodologie de mesure *in situ*, permettant d'observer et de quantifier l'influence respective de chaque phénomène sur l'apparition de défauts géométriques.

En ce qui concerne la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage, le couplage d'un modèle d'effort de coupe et de raideur de pièce, largement étudié dans la littérature, est accessible pour prédire et anticiper le défaut d'undercut. Les efforts de coupe, notamment l'effort de pénétration, sont très sensibles à l'usure de l'outil. La recherche bibliographique n'a pas permis de trouver d'étude, utilisant un modèle d'effort, avec prise en compte de l'usure dans leur stratégie de compensation de la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage. Le développement d'un modèle d'effort de coupe permettant de modéliser leur évolution pendant la durée de vie de l'outil serait donc une valeur ajoutée.

Enfin, l'intégrité de surface est un sujet très étudié, surtout dans le cas de l'usinage des matériaux à faible usinabilité comme l'Inconel 718. Il est clair que la maîtrise de l'intégrité de surface garantie la performance des pièces en service. En revanche, l'influence des CR d'usinage sur les distorsions, pendant l'usinage de pièces minces, est un sujet très peu exploré dans la littérature. Il semble alors intéressant de caractériser les CR d'usinage, dans le cas étudié, et de comparer les résultats aux mesures de distorsions obtenues sur pièces minces. Si l'anticipation de la déformation élastique de la pièce pendant la coupe semble accessible, il n'en est pas de même pour les phénomènes liés au rééquilibrage de contraintes résiduelles. En effet, les CR pré-usinage et d'usinage sont variables et difficilement prévisibles. Pour cette raison, il semble plus raisonnable de limiter le « potentiel de distorsion » lié aux contraintes résiduelles plutôt que de le compenser. D'une part, un traitement thermique avant l'usinage, lorsqu'il est possible, permettrait de limiter l'influence des CR pré-usinage. D'autre part, la maîtrise des conditions de coupe et de l'usure de l'outil permettrait d'introduire des niveaux modérés de CR d'usinage dans la ZAPU. Pour ce dernier point, il est donc intéressant de quantifier les niveaux de CR d'usinage en fonction des paramètres de coupe et d'usure de l'outil dans le cas d'étude. Cela permettra d'enrichir la compréhension de l'usinabilité de l'Inconel 718.

## 1.6. Délimitations du domaine d'étude

Cette étude se situe dans le cadre du tournage de pièces minces en Inconel 718. La nuance d'Inconel 718 choisie pour l'étude est l'Inconel 718 trempé puis revenu (TR).

Afin de s'approcher au mieux des opérations de contournage sur disque de turbine, des opérations de dressage sont réalisées sur des pièces cylindriques massives et minces. Ces essais sont réalisés sous lubrification externe abondante d'une émulsion d'huile (8%) à base d'eau. La pression d'arrosage est de 5 bars. La référence de l'outil de coupe reste inchangée pendant l'étude. Il s'agit d'une plaquette ronde en carbure micro-grain revêtu (ref : SECO RCMT0803M0-F2, CP200) maintenue dans un porte outil SRSCCL 2525M08 de la même marque. Le rayon de bec, l'angle de coupe et l'angle de dépouille de l'outil en configuration d'usinage valent respectivement 4 mm, 0° et 7°. La nuance CP200, développée spécialement pour l'usinage en finition des alliages à base de nickel, est un revêtement PVD de Ti(Al,N)+TiN. L'utilisation d'une plaquette ronde est courante pour les opérations de finition en contournage de formes complexes. En effet, les plaquettes rondes permettent de générer des profils courbes et offrent une meilleure accessibilité que les plaquettes à arête rectiligne. Les conditions de coupe étudiées sont bornées aux domaines de semi-finition et finition.

Les phénomènes vibratoires sont en dehors du périmètre de l'étude et font l'objet d'un autre sujet de thèse (Projet VIBRAO SAFRAN contenant le FUI IMPULSA du PIMM (Arts et Métiers Paris) avec ESI). L'élévation de la température de la pièce pendant l'usinage n'est pas considérée, du fait des conditions de lubrification abondante. De plus, l'effet du rééquilibrage des CR pré-usinage n'est pas étudié dans cette thèse. Cela fait l'objet de nombreux travaux de recherche au sein du groupe SAFRAN (projet MORFAO (SAFRAN TECH/SAFRAN AIRCRAFT ENGINES) et BANANA (SAFRAN TECH/ SAFRAN TRANSMISSION SYSTEMS)). Pour ce faire, les échantillons utilisés sont traités thermiquement afin de limiter leur niveau de CR pré-usinage.

# Chapitre 2

## 2. Usinabilité de l’Inconel 718 en tournage de finition

2.1.	Introduction .....	52
2.2.	Démarche expérimentale .....	53
2.3.	Analyse préliminaire : Caractérisation de l’usinabilité de l’Inconel 718 avec un outil neuf.	54
2.4.	Article publié dans JMPT : Modélisation des efforts de coupe avec l’usure de l’outil et caractérisation de l’intégrité de surface. ....	58
1.	Introduction .....	59
2.	Study parameters and experimental setup .....	61
3.	Generalised cutting force model when using a fresh tool .....	62
4.	Cutting force model taking wear into account.....	65
5.	Surface integrity analysis .....	73
6.	Conclusions .....	78
2.5.	Analyses complémentaires : Modèle d’efforts de coupe. ....	81
2.6.	Analyses complémentaires : Observation de la microstructure dans la ZAPU. ....	86
2.7.	Bilan et perspectives.....	91

## 2.1. Introduction

Le premier volet de la thèse consiste à étudier l'usinabilité de l'Inconel 718 dans le cadre du tournage de finition. Deux sujets principaux sont traités :

- L'évolution des efforts de coupe en fonction de l'usure de l'outil.
- L'intégrité de surface dans la ZAPU en fonction de l'usure de l'outil.

### Évolution des efforts de coupe en fonction de l'usure de l'outil

Les efforts de coupe sont la cause principale de la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage. Cela provoque un défaut d'undercut qu'il est souhaitable d'anticiper et de compenser. De plus, dans le cas de l'Inconel 718, les efforts de coupe augmentent significativement pendant la durée de vie de l'outil. La modélisation de l'évolution des efforts de coupe doit donc prendre en compte l'usure de l'outil.

À partir de nombreux essais de coupe en dressage synthétisés sur la Figure 2.1, un modèle d'efforts de coupe prenant en compte l'usure est développé. Dans un premier temps, les essais de dressage courts permettent de choisir les paramètres de coupe de l'étude et d'identifier les coefficients d'un modèle d'efforts sans usure. Dans un second temps, les essais de dressage longs permettent de caractériser l'évolution des efforts de coupe pendant la durée de vie de l'outil. Le modèle d'efforts sans usure est alors complété avec un terme prenant en compte l'usure. Dans un troisième temps, les essais d'usure étagés ont pour but de permettre la caractérisation de l'intégrité de surface dans la ZAPU à différents niveaux d'usure. Les essais consistent à usiner des paliers sur la pièce. Chaque palier est associé à un niveau d'usure de l'outil. Les mesures de contraintes résiduelles (CR) d'usinage sont réalisées sur ces paliers.

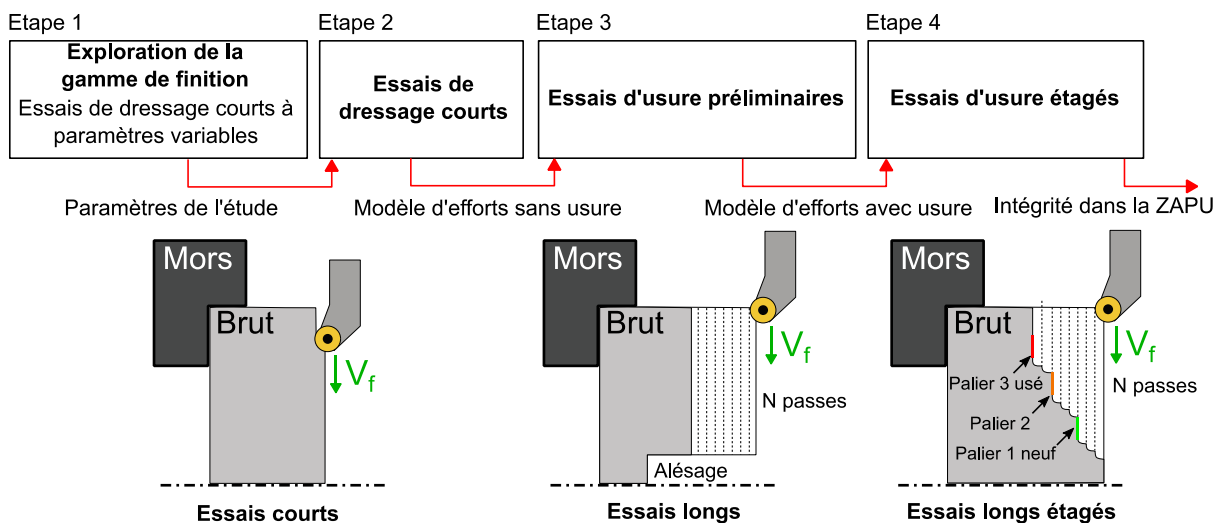


Figure 2.1. Synthèse des essais de dressage réalisés dans le cadre du volet I.

### Intégrité de surface dans la ZAPU

L'intégrité de surface dans la ZAPU peut être responsable de distorsions dans le cas de pièces minces. Il est donc nécessaire de caractériser le niveau de CR d'usinage dans cette zone. Ces mesures sont réalisées sur les paliers des galettes usinées pendant les essais d'usure étagés (cf. Figure 2.1 Etape 4). Une analyse qualitative de l'influence des paramètres de coupe et de l'usure de l'outil sur l'intégrité mécanique et métallurgique de la surface est présentée.

Dans un premier temps, les résultats des essais de coupe préliminaires à paramètres variables sont présentés. L'objectif est de déterminer la gamme de paramètres de finition utilisés dans l'étude. Dans



un second temps, l'article JMPT au §2.4 propose une synthèse des développements du modèle d'efforts de coupe avec usure et des mesures d'intégrité de surface dans la ZAPU. Enfin, deux analyses complémentaires sont présentées. La première traite du développement du modèle d'efforts de coupe. La deuxième complète les caractérisations de l'intégrité de surface dans la ZAPU avec des observations de microstructures.

## 2.2. Démarche expérimentale

Les différents essais présentés en Figure 2.1 sont réalisés sur un tour 3-axes à commande numérique T9 de la marque SONIM. L'environnement de la machine est illustré sur la Figure 2.2.a. Pendant les essais, trois composantes de l'effort de coupe sont mesurées dans le repère de l'outil par une platine piézoélectrique (réf: 9121) et un amplificateur de charge (réf: 5019) de marque Kistler. En complément, les valeurs réelles de la vitesse de coupe, l'avance par tour et les positions des axes X et Z sont extraites de la commande numérique (CN) par l'intermédiaire de sorties analogiques. Ces mesures sont synchronisées avec la mesure d'effort. Le mode de lubrification est un arrosage abondant d'une émulsion d'huile (8%) dans une base d'eau. Le lubrifiant est délivré par une buse orientable permettant de cibler la face de coupe et d'obtenir des conditions d'arrosage répétables à chaque essai (cf. Figure 2.2.c). Après usinage, la mesure *in situ* de l'usure en dépouille est réalisée par l'intermédiaire d'une caméra digitale miniature (réf: AM7915MZT) de la marque Dino-lite (cf. Figure 2.2.b). Cette méthode permet de mesurer l'usure en dépouille sans démonter l'outil de la machine. Pour chaque essai d'usure, un outil neuf est utilisé jusqu'à ce que le niveau d'usure en dépouille maximal  $VB_{max}$  (cf. ISO 3685:1993), simplifié en VB dans l'étude, atteigne  $VB = 0.3$  mm.

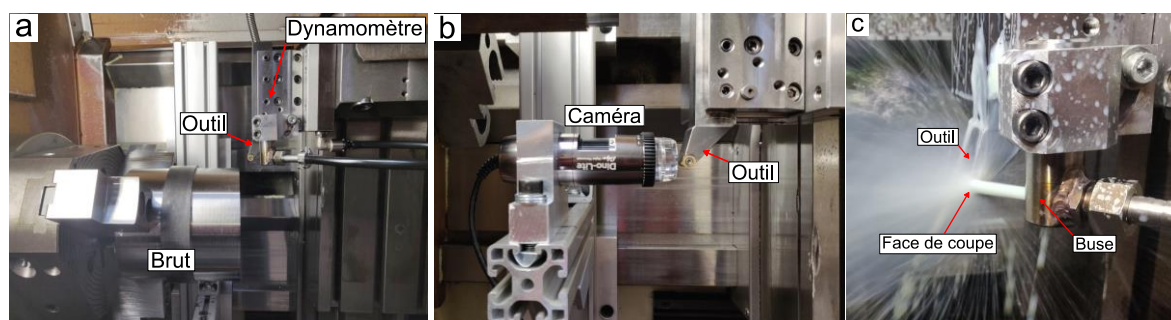


Figure 2.2. a - Montage expérimental des essais de dressage du volet I. b - Mesure d'usure *in situ* avec caméra digitale. c - Buse de lubrification abondante.

## 2.3. Analyse préliminaire : Caractérisation de l'usinabilité de l'Inconel 718 avec un outil neuf.

### 2.3.1. Particularités associées aux plaquettes de contournage

L'outil utilisé dans l'étude comporte une plaquette ronde de rayon de bec  $r_\epsilon = 4$  mm. La Figure 2.3 représente la géométrie de la section coupée sous forme schématisée. Sur la partie droite de la Figure 2.3, trois morphologies de section coupée en fonction de l'avance sont illustrées à échelle réelle. L'épaisseur coupée locale  $h$  évolue continuellement le long de l'arête de coupe (cf. Figure 2.4).

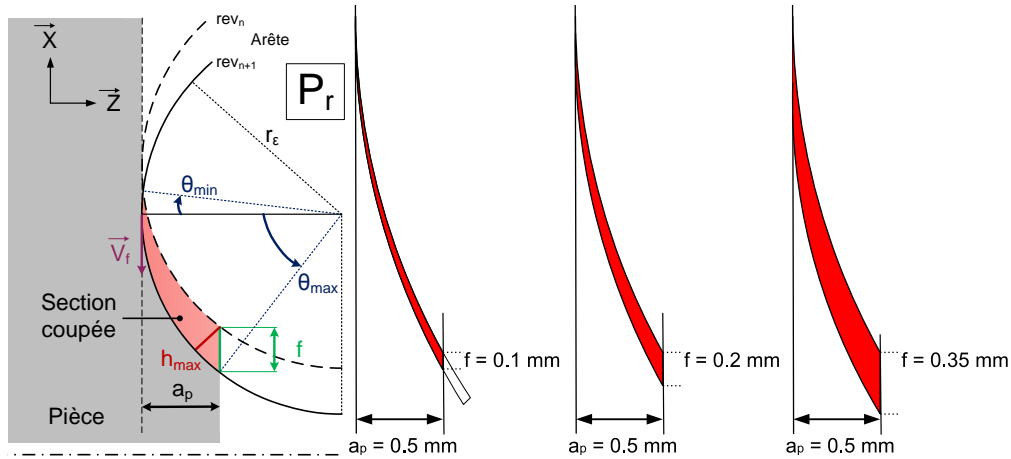


Figure 2.3. Gauche - Engagement d'une plaquette ronde en dressage. Droite - Différentes sections coupées (à l'échelle) utilisées dans l'étude.

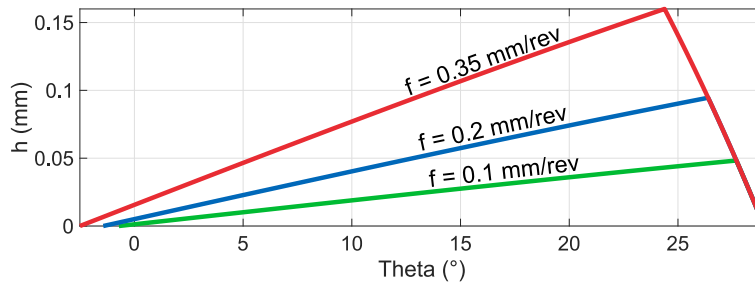


Figure 2.4. Evolution de l'épaisseur coupée le long de l'arête pour différentes valeurs de l'avance et une profondeur de passe fixée à 0.5 mm.

La méthodologie d'identification de modèle d'efforts de coupe présentée dans l'article JMPT au §2.4 repose sur la méthode de discrétisation d'arête détaillée par Campocasso (2013). La portion de l'arête de coupe en prise est discrétisée en  $N$  outils élémentaires de largeur  $b$ . Chaque outil élémentaire est orienté et localisé par sa position angulaire sur l'arête de coupe. Les deux positions angulaires extrêmes  $\theta_{\min}$  et  $\theta_{\max}$  sont exprimées en fonction du rayon de bec  $r_\epsilon$  et des paramètres de coupe  $f$  et  $a_p$  (cf. Eq. 2.1).

$$\begin{cases} \theta_{\min} = \arcsin\left(\frac{-f}{2r_\epsilon}\right) \\ \theta_{\max} = \arccos\left(1 - \frac{a_p}{r_\epsilon}\right) \end{cases} \quad (2.1)$$

Sur la section coupée illustrée en Figure 2.3, l'épaisseur coupée augmente jusqu'à sa valeur maximale  $h_{\max}$ , atteinte à la position angulaire  $\theta_{h_{\max}}$ , et est calculée d'après Eq. 2.2. La portion d'arête engagée au-delà de la position angulaire  $\theta_{h_{\max}}$  est rarement prise en compte dans la littérature. Dans le cas présent, en raison du grand rayon de bec et de la faible profondeur de passe utilisés, cette portion

représente une quantité non négligeable de matière coupée, et nécessite donc d'être prise en compte. L'épaisseur coupée locale est calculée sur chaque segment (cf. Eq. 2.3), une formule différente est alors nécessaire pour  $\theta > \theta_{\text{hmax}}$ .

$$\begin{cases} h_{\text{max}} = r_{\varepsilon} - \sqrt{(r_{\varepsilon} - a_p)^2 + (\sqrt{r_{\varepsilon}^2 - (r_{\varepsilon} - a_p)^2} - f)^2} \\ \theta_{\text{hmax}} = \arccos\left(\frac{r_{\varepsilon} - a_p}{r_{\varepsilon} - h_{\text{max}}}\right) \end{cases} \quad (2.2)$$

$$\begin{cases} \text{si } \theta_i > \theta_{\text{hmax}}, & h_i = r_{\varepsilon} - \frac{r_{\varepsilon} - a_p}{\cos(\theta_i)} \\ \text{si } \theta_i < \theta_{\text{hmax}}, & h_i = r_{\varepsilon} + f \cdot \sin(\theta_i) - \sqrt{r_{\varepsilon}^2 - f^2 \cdot \cos^2(\theta_i)} \end{cases} \quad (2.3)$$

Proche du point générateur de la surface, à  $\theta = 0^\circ$ , l'épaisseur coupée est très faible. Cela peut provoquer du refus de coupe et favoriser le phénomène de labourage pendant lequel de la matière stagne et s'accumule à l'avant de l'arête de coupe comme évoqué dans l'article JMPT au §2.4. Supposons que ces deux phénomènes apparaissent lorsque l'épaisseur coupée locale est inférieure à 0.025 mm. Alors la portion de l'arête concernée par ces phénomènes est plus importante lorsque l'avance est faible d'après la Figure 2.4. Pour une même avance, si  $a_p$  diminue, l'épaisseur coupée locale ne change pas le long de l'arête, mais il y a un risque d'avoir la totalité de la portion d'arête engagée en refus de coupe.

Afin de déterminer la plage de paramètres de coupe à utiliser pour l'étude, des essais de coupe préliminaires sont réalisés. Une plaquette neuve est utilisée pour chaque essai et la durée de l'usinage est maintenue faible ( $\leq 30$  s) pour limiter l'influence de l'usure de l'outil sur les efforts de coupe. Les essais suivants sont réalisés avec une variation continue d'un paramètre de coupe grâce au logiciel AMC3 appliquant une méthode brevetée (brevet n° WO2011069646A1 (Fromentin, 2011)).

### 2.3.2. Essai à vitesse de coupe variable

Un essai à vitesse de coupe variable est réalisé avec les paramètres de coupe suivants :

- $V_c = 20 \rightarrow 90$  m/min,  $f = 0.2$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.

L'évolution de l'effort spécifique de coupe  $K_c = \frac{F_c}{f \cdot a_p}$  est tracée en fonction de la vitesse de coupe sur la Figure 2.5. Les perturbations apparaissant sur la courbe sont liées au caractère continu de l'essai et représentent une très légère fluctuation de l'effort de coupe pendant le procédé. Trois zones se distinguent sur la courbe :

- $V_c < 35$  m/min :  $K_c$  diminue rapidement. A faible vitesse, une arête rapportée peut se former et être stable, ce qui a pour influence de modifier la géométrie de coupe. Cela favorise le phénomène de labourage et augmente l'effort spécifique de coupe.
- $35 < V_c < 60$  m/min :  $K_c$  évolue peu.
- $V_c > 60$  m/min :  $K_c$  diminue rapidement. Cette diminution est souvent attribuée à de l'adoucissement thermique. En revanche, du fait du caractère réfractaire de l'alliage et de l'utilisation d'un arrosage abondant, cet effet est probablement limité, pour l'Inconel 718, dans cette gamme de vitesse. Un palier est par ailleurs observé entre 35 et 60 m/min, ce qui est attribué à un adoucissement thermique faible. La diminution rapide de  $K_c$  au-delà d'une certaine vitesse de coupe peut être expliquée par l'instabilité de l'arête rapportée et la modification de la tribologie à l'interface entre l'outil et le copeau.

- D'autre part, il est possible que l'évolution de  $K_c$  observée au début de l'essai, pour les faibles vitesses de coupe, soit entachée d'une erreur liée au rodage de la plaquette pendant les premières secondes d'usinage.

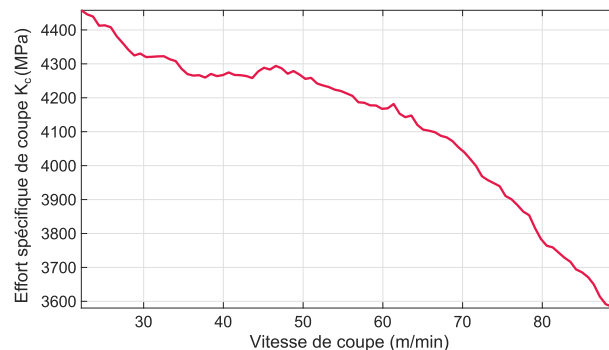


Figure 2.5. Evolution de l'effort spécifique de coupe en fonction de la vitesse de coupe -  $f = 0.2$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.

Des essais préliminaires menés par Gazay (2017) montrent que l'utilisation de vitesses supérieures à 70 m/min ne permet pas d'atteindre une durée de vie de l'outil raisonnables pour un usage industriel (durée de vie inférieure à 1 minute). D'après les observations précédentes, la gamme de vitesse de coupe utilisée dans l'étude est bornée entre 35 et 70 m/min.

### 2.3.3. Essais à avance variable

Trois essais à avance variable sont réalisés avec les paramètres de coupe suivants :

- $V_c = 35$  m/min,  $f = 0.03 \rightarrow 0.3$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.
- $V_c = 70$  m/min,  $f = 0.03 \rightarrow 0.3$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.
- $V_c = 35$  m/min,  $f = 0.03 \rightarrow 0.3$  mm/tr,  $a_p = 1$  mm.

Pour les essais à avance variable, l'évolution de  $K_c$  est tracée en fonction de  $h_{max}$  sur la Figure 2.6. L'évolution observée est classique ; la rapide augmentation de  $K_c$  pour les faibles valeurs de  $h_{max}$  est attribuée à trois phénomènes classés par l'ordre d'influence décroissante :

- Lorsque l'épaisseur coupée est faible, l'angle de coupe réel peut devenir fortement négatif en raison de la présence d'un rayon d'acuité d'arête non nul.
- A partir d'une certaine épaisseur coupée, la formation de bandes de cisaillement adiabatique permet de diminuer l'effort spécifique de coupe.
- La formation d'une arête rapportée par accumulation de matière coupée en avant de l'arête de coupe crée un effet de labourage.

Pour les deux essais à  $a_p = 0.5$  mm, la courbe bleue obtenue à 70 m/min est en dessous de la courbe rouge obtenue à 35 m/min ce qui s'explique par la diminution du  $K_c$  avec l'augmentation de la vitesse de coupe observée sur la Figure 2.5. Pour les deux essais à 35 m/min respectivement effectués avec une profondeur de passe de 0.5 et 1 mm, les courbes d'évolution de  $K_c$  se superposent et la valeur prise par  $K_c$  tient en apparence uniquement de la valeur de  $h_{max}$ .

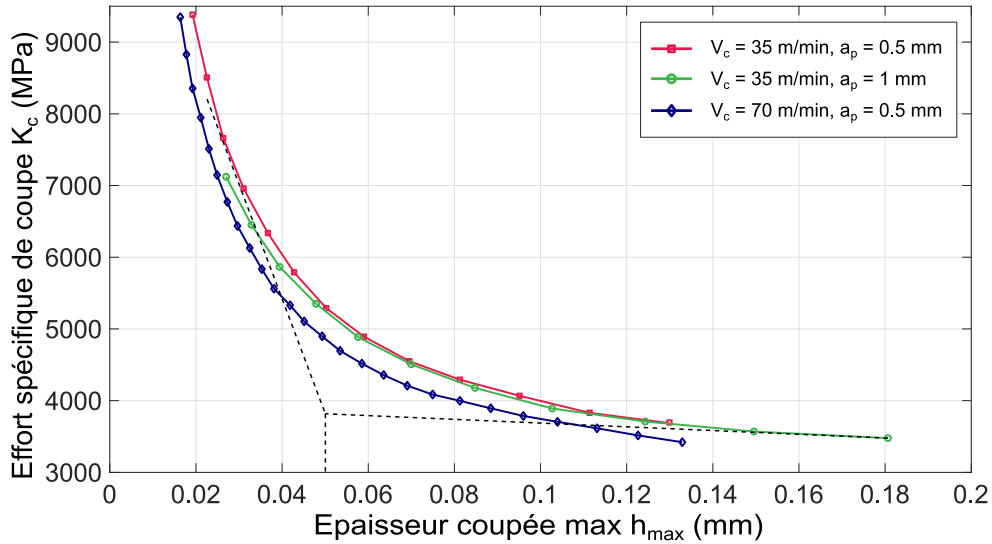


Figure 2.6. Evolution de l'effort spécifique de coupe  $K_c$  en fonction de l'épaisseur coupée maximale.

Les courbes d'évolution de  $K_c$  en Figure 2.6 permettent de choisir un niveau minimum de  $h_{max}$  à ne pas dépasser pour limiter  $K_c$ . D'après les observations précédentes, la valeur minimale de  $h_{max}$  est choisie égale à 0.05 mm, ce qui correspond à une avance de 0.1 mm/tr pour la profondeur de passe 0.5 mm. La gamme d'avance utilisée dans l'étude est donc comprise entre 0.1 et 0.4 mm/tr. La gamme de profondeur de passe utilisée dans l'étude varie entre 0.2 et 1 mm. La profondeur de passe est conservée constante et égale à 0.5 mm pour tous les essais d'usure.

*Remarque* : Dans des conditions de finition, l'effort spécifique de coupe est compris entre 4 000 et 9 000 MPa pour l'Inconel 718. À titre de comparaison,  $K_c$  varie entre 2 500 et 5 000 MPa pour l'acier, et entre 700 et 1 100 MPa pour l'aluminium. Cela permet d'apprécier pourquoi l'Inconel 718 est réputé pour sa faible usinabilité.



## 1. Introduction

Accuracy is one of the major concerns when machining high-added value parts. Among the significant amount of possible sources of geometrical errors encountered in machining of thin parts, this study focuses on two phenomena directly linked to the cutting action. The first one is the workpiece elastic deformation under load during machining. As the workpiece is pushed away from the cutting tool, an undercut defect appears on the finished part. The second one is the alteration of surface integrity during machining. Heterogeneous plastic deformations, arising from multiple mechanisms during cutting, result in residual stresses in a thin layer under the machined surface. Brinksmeier et al. (1982) find that these residual stresses can generate deformations by disturbing the workpiece equilibrium. Although these two phenomena are often neglected when machining rigid parts, they may have a prominent role when dealing with low stiffness parts. Toubhans et al. (2019) quantify their influence. In the case of face turning on thin discs, 80% of the total geometrical error is attributed to elastic part deformation while 20% is linked to machining induced residual stresses and stress rebalancing following material removal. These two phenomena depend on the material considered.

The material of this study is Inconel 718, a nickel-based alloy. It is widespread in turbine engines for its remarkable mechanical and corrosion resistance properties at high service temperatures. Although the machinability of this material has been improved over the years, it remains a 'hard to cut' material. Manufacturers are mainly struggling with low attainable cutting speeds and rapid tool wear. The presence of hard carbide particles in the microstructure, the low heat conductivity and the Built Up Edge (BUE) phenomenon are evoked by Polvorosa et al. (2017). These three characteristics, inherent to nickel alloys, are identified in the literature as responsible for rapid tool wear. When machining Inconel 718 with carbide tools in finishing conditions, Devillez et al. (2007) establish that the main wear mechanisms are abrasion and adhesion. According to the same authors, on the one hand, wear manifestations due to abrasion are mainly flank wear and notching of the cutting edge. On the other hand, adhesion is responsible for coating flaking and removal of material from the rake face. Arrazola et al. (2014) observe that tool wear and surface degradations appear faster above a certain flank wear around 0.15 mm. Tool life is often determined by the amount of flank wear VB which can be measured following the ISO 3685 (1993). A value equal to 0.3 mm is currently considered in literature for carbide finishing tools to deem a tool worn. In addition, cutting forces tend to rise with tool wear. When using round inserts for finishing Inconel 718 in turning, Arrazola et al. (2014) confirm that trend for the three cutting forces in the machine referential. However, the passive cutting force, normal to the machined surface, appears to be much more sensitive to tool wear. Indeed, the passive cutting force level is multiplied by 5 during the tool life. The physical explanation given by Grzesik et al. (2018) is the ploughing effect favoured by tool wear.

Therefore, modelling cutting forces evolution in respect with cutting conditions and tool wear is a challenge. Numerous contributions are available in the field of cutting force modelling. Different approaches emerged with time such as empirical, analytical and numerical as Arrazola et al. (2013) relate. The present study focuses on the mechanistic approach which is part of the empirical kind. In a mechanistic model, local forces are expressed as a linear function of the cut thickness. Among primary developments, Armarego and Cheng (1972) first introduce the edge discretisation methodology in order to calculate global forces by summing local forces along the cutting edge. Armarego and Whitfield (1985) propose a two components local cutting force model describing what is known as the "cutting effect" and the "edge effect". Kapoor et al. (1998) state the importance of modelling chip flow direction on accuracy. Indeed, consistent chip flow direction suggests a dependency between the cutting edge segments which is absent in Armarego's formulation. Molinari and Moufki (2005) propose a mechanical cutting model based on the elementary chip equilibrium including a resulting

force on its lateral sides, *i.e.* tangential to the cutting edge. Following this idea, Dorlin et al. (2016) and Chérif et al. (2018), with a mechanistic approach, completed the original local force model used by Armarego and Whitfield (1985) by adding a third local force tangent to the cutting edge. It allows better prediction of cutting forces when machining with round insert or with the tool nose.

Several attempts have been made to take tool wear into account in cutting force models. A commonly found approach is to model the VB evolution during tool life and then incorporate it in a cutting force model. This method is used by Zhu and Zhang (2019) with a time dependant wear model in high speed milling. Besides, an analytical model describing the evolution of flank wear is presented by Das et al. (2019). Grzesik et al. (2018) develops a global empirical model considering the removed chip volume and the cutting speed in order to model the flank wear during tool life. Other approaches do not consider tool wear directly but develop a mechanistic model with addition of a time dependent term. The instantaneous force is expressed as  $A + B(t)$  where,  $A$  is the cutting force level with no wear, and  $B(t)$  is a time dependant term representing the effect of wear. Lacalle et al. (2017) present a time dependent additional term considering cutting speed and feed rate in a global cutting force model without considering the nose radius effect. This last approach is considered in this study by means of a local cutting force model. This way, the nose radius effect, which is of prime importance when using round tools, is considered.

Concerning surface integrity, a wide consensus appears to describe the residual stress profiles in the machining affected layer of Inconel 718. Devillez et al. (2011) depict the typical profile as tensile on the surface, decreasing toward a minimum compressive stress at shallow depth around couple hundreds of micrometres, and increasing back toward the bulk residual stress. Among the multiple parameters influencing the residual stress profile shape, Devillez et al. (2011) list the most influent as tool geometry, tool wear, cutting conditions and lubrication. Sharman et al. (2006) describe that tool wear has the largest influence on surface integrity. Using a worn tool leads to higher tensile peak at the surface and deeper compressive stress. Sharman et al. (2006) argue that a worn cutting tool loses its ability to cleanly cut the material and tends to rub against the machined surface which leads to higher temperature and more plastic deformation. These observations are confirmed in a more recent study by Sharman et al. (2015) using round tools. According to Javadi et al. (2019), there are no linear relationships between residual stress profiles and process parameters. Indeed, Thakur and Gangopadhyay (2016) show that it is widely accepted in the community that the final residual stress profile is the result of a competition between thermal and mechanical inputs during the cutting action. Thermal and mechanical loads respectively favour tensile and compressive stresses.

The literature related to the turning of Inconel 718 in finishing condition reveals that cutting forces and surface integrity are significantly influenced by cutting conditions and tool wear. In this study, the focus is set on developing a cutting force model taking tool wear into account during face turning. The second section presents the experimental procedure. In the third section, a cutting force model is improved in order to predict the cutting forces when using a fresh tool. This model is generalised for different cutting speeds. In the fourth section, this model is complemented by an additional term to take tool wear into account. The fifth section focuses on the study of surface integrity depending on tool wear levels and cutting conditions. Finally, residual stress profiles analysis are compared to literature observations.



## 2. Study parameters and experimental setup

### 2.1. Material and cutting conditions

The material machined in this study is an Inconel 718 treated to 45 HRC. The cutting tool is a round carbide insert with a 4 mm nose radius. The cutting insert has a PVD micro grain (Ti,Al)N + TiN coating specially designed for the finishing of superalloys. When mounted in the tool holder, the rake, inclination and clearance angle are respectively  $0^\circ$ ,  $0^\circ$  and  $7^\circ$ . Flood cooling conditions are applied using a water based emulsion with 5% oil content.

The study focuses on face turning operation with constant cutting speed. Three cutting speeds are used,  $V_c \in \{35; 52.5; 70\}$  m/min. Feed  $f$  and depth of cut  $a_p$  are chosen in order to explore a range of maximum cut thickness  $h_{max} \in [0.05; 0.14]$  mm representative of finishing conditions. A description of the cut section geometry is given in Fig. 1 where the position of the cutting edge is given in the  $P_r$  plane (cf. ISO 3002-1 (1982)) during one spindle revolution. The engaged portion of the cutting edge is bounded by  $\theta_{min}$  and  $\theta_{max}$ , which depends on the depth of cut  $a_p$ , the feed  $f$  and the nose radius  $r_\epsilon$ . The cut thickness  $h$  varies along the cutting edge of a round insert and reaches its maximal value  $h_{max}$  close to  $\theta_{max}$ .

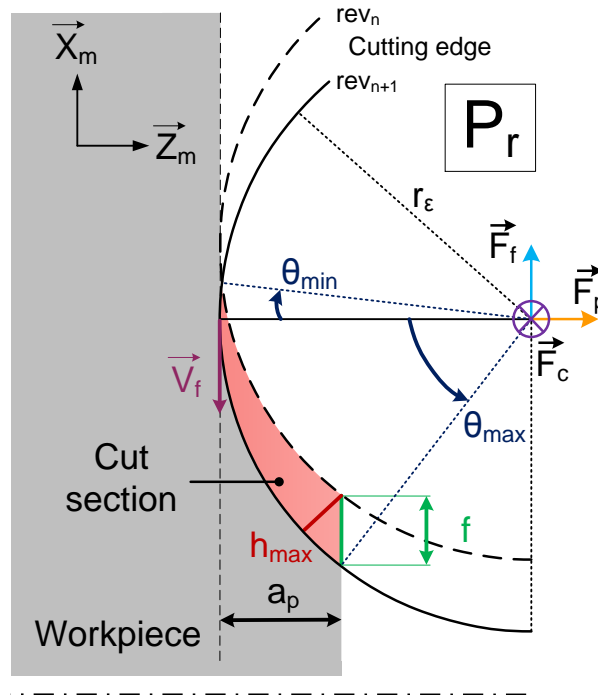


Fig. 1. Cutting edge engagement during face turning with a round cutting tool.

### 2.2. Experimental setup

The cutting tests are performed on a 3-axis CNC lathe. The global cutting forces are measured in-process in the machine coordinate system (MCS) with a piezoelectric dynamometer and a charge amplifier. In situ measurements of flank wear is performed using a digital microscope to avoid disassembling the tool and the resulting repositioning issues when using round inserts.  $VB_{max}$  is measured (cf. ISO 3685 (1993)) and is called VB in this study. The goal is to monitor the cutting forces evolution during the tool life in order to predict it with a cutting force model presented in the next two sections.

### 3. Generalised cutting force model when using a fresh tool

#### 3.1. Local forces model and edge discretisation methodology

This section focuses on the mechanistic approach to model cutting forces when using a fresh tool. This model is generalised for different cutting speeds. The experimental data are gathered through short dressing operations. Nine cutting tests with different engagements, summed up in Table 1, are performed for three different cutting speeds, giving 27 tests. The diameter range during these tests is [115; 84] mm. No significant wear is measured on the cutting inserts after these tests. Indeed, VB does not exceed 60  $\mu\text{m}$  which is consistent with flank wear values encountered during the running-in period. The cutting forces are averaged on three spindle turns during steady state. The measurements during the 27 cutting tests are available in Table 1. Considering the large nose radius and shallow depths of cut used, the edge orientation is such that  $F_p$  modulus is important compared to  $F_f$  one. As expected, at similar chip load, cutting forces decrease when the cutting speed increases. Therefore, the cutting speed is taken into account in the model.

Table 1: Cutting conditions and mean cutting force measurements during short face turning tests.

f	a <sub>p</sub>	h <sub>max</sub>	F <sub>c_mean</sub> (N)			F <sub>f_mean</sub> (N)			F <sub>p_mean</sub> (N)		
			V <sub>c</sub> = 35m/min	V <sub>c</sub> = 52.5m/min	V <sub>c</sub> = 70m/min	V <sub>c</sub> = 35m/min	V <sub>c</sub> = 52.5m/min	V <sub>c</sub> = 70m/min	V <sub>c</sub> = 35m/min	V <sub>c</sub> = 52.5m/min	V <sub>c</sub> = 70m/min
0.1	0.5	0.047	249	235	224	75	67	62	249	237	223
0.2	0.5	0.093	407	372	370	92	79	79	328	290	289
0.3	0.5	0.136	540	512	495	102	92	82	381	347	328
0.15	0.35	0.059	258	236	232	58	53	52	255	234	237
0.25	0.35	0.096	362	333	329	68	58	57	305	274	275
0.35	0.35	0.130	453	430	416	73	64	65	342	313	305
0.25	0.2	0.071	230	220	205	35	31	31	225	213	206
0.3	0.2	0.083	260	247	232	35	33	32	242	229	222
0.4	0.2	0.106	312	300	289	37	35	30	264	250	241

The local cutting forces model, displayed in Eq. (1), is calculated using the cutting edge discretisation methodology. The engaged cutting edge is discretised into N segments of equal lengths b as depicted in Fig. 2. The local force model used in this study is based on Armarego's early work on cutting force modelling (Armarego and Whitfield (1985)). Armarego's model considers two local force components acting on a cutting edge segment  $f_v$  and  $f_h$ , respectively axial and radial to the cutting edge as depicted in Fig. 2. Each component is expressed as a linear function of the local cut thickness  $h$ . An additional component, tangential to the cutting edge, is added. It ensures that the local forces on each segment contribute to the global chip flow direction. This tangential component  $f_o$  is proportional to  $\eta_{cf,i}$ , the local gap between the average chip flow direction  $\theta_{cf}$  and the angular position  $\theta_i$  of the considered segment as shown on Fig. 2. The average chip flow direction  $\theta_{cf}$  is computed using a geometric formulation shown in Eq. (1). This formulation displays convincing correlation with experimental tests in Chérif's study when the inclination angle is equal to zero (Chérif et al. (2018)). Finally, the effect of the cutting speed is added to the model by multiplying  $f_v$  and  $f_h$  by a dimensionless term  $V_c/V_o$  raised to a certain power ( $n_v$  and  $n_h$ ) where  $V_o = 52.5$  m/min. The cutting speed has a limited influence of the average chip flow direction according to Chérif's observation. As a consequence, the effect of  $V_c$  is not added to  $f_o$ .

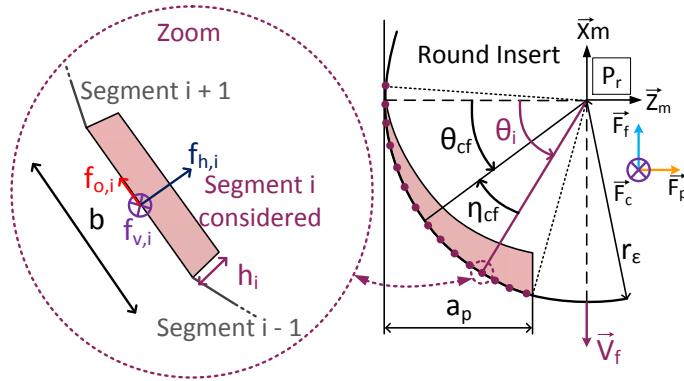


Fig. 2. Cutting edge discretisation, local and global forces.

$$\begin{cases} f_{v,i} = b(\mathbf{k}_{cv} \cdot h_i + \mathbf{k}_{ev}) \cdot \left(\frac{V_c}{V_o}\right)^{n_v} \\ f_{h,i} = b(\mathbf{k}_{ch} \cdot h_i + \mathbf{k}_{eh}) \cdot \left(\frac{V_c}{V_o}\right)^{n_h} \\ f_{o,i} = \frac{b \cdot \mathbf{k}_o \cdot \eta_{cf,i} \cdot h_i}{\text{Chip flow effect}} \\ \eta_{cf,i} = \theta_{cf} - \theta_i \\ \theta_{cf} = \frac{\int_{\theta_{min}}^{\theta_{max}} h(\theta) \cdot \theta \, d\theta}{\int_{\theta_{min}}^{\theta_{max}} h(\theta) \, d\theta} \end{cases} \quad (1)$$

Local forces are calculated on each segment according to the local force model. The global forces are then computed by projection and summation of the local forces in the MCS according to Eq. 2. Finally, the model coefficients are optimised by least square minimisation of the absolute error of the three global forces ( $F_c$ ,  $F_f$  and  $F_p$ ). The Nelder-Mead simplex algorithm is used to optimise the solution. The data-set used to identify the model contains all measured data gathered from the 27 tests described above.

$$\begin{cases} F_{c|MCS} = \sum_{i=1}^N f_{v,i} \\ F_{f|MCS} = \sum_{i=1}^N f_{h,i} \cdot \sin(\theta_i) - f_{o,i} \cdot \cos(\theta_i) \\ F_{p|MCS} = \sum_{i=1}^N f_{h,i} \cdot \cos(\theta_i) + f_{o,i} \cdot \sin(\theta_i) \end{cases} \quad (2)$$

### 3.2. Cutting force modelling: results and discussions

The local forces model contains 7 unknown constants to identify, respectively  $\mathbf{k}_{cv}$ ,  $\mathbf{k}_{ev}$ ,  $\mathbf{k}_{ch}$ ,  $\mathbf{k}_{eh}$ ,  $\mathbf{k}_o$ ,  $n_v$  and  $n_h$ . The identified coefficients are given in Table 2. The negative values of the exponents associated to the cutting speed terms are consistent with experimental observations. It can be noted that cutting speed has similar influence on both components  $f_h$  and  $f_v$ . Each of the 27 cutting tests gives 3 global forces data samples. As a result, the Residual Degree Of Freedom (RDOF) for  $f_v$  model is equal to 24 and the one for  $f_h$  and  $f_o$  is equal to 50. The RDOF is calculated as the difference between the number of equations and the number of unknown parameters. For example, according to Eq. 2, there are 54 equations (27  $F_p$  -samples and 27  $F_f$  -samples) to compute  $f_h$  and  $f_o$  and 4 unknown constants giving a RDOF equal to 50. Cross validations tests are performed by using only a portion of

the experimental data-set to identify the model and the rest of the data-set for validation simulations. The identification results are similar when using half of the data-set, two thirds of the data-set and the entire data-set. Consequently, the well distributed data-set combined with the high model RDOF leads to a robust identification.

The errors between simulated and measured forces are displayed in Fig. 3, with black points, for the three components  $F_c$ ,  $F_f$  and  $F_p$ . Fig. 3 is a box plot where half of the data is contained in the boxes and the other half between the whiskers (dotted lines) outside the boxes. The whisker length is equal to 1.5 times the interquartile range or box length. Values outside the whiskers are called outliers and are symbolised by red crosses.

Table 2. Identified coefficients of the local force model for fresh tool.

Global forces	Local forces	RDOF	Identified components	
$F_c$	$f_v$ (N)	24	$k_{cv}$ (N.mm <sup>-2</sup> )	2651
			$k_{ev}$ (N.mm <sup>-1</sup> )	57
			$n_v$ (-)	-0.136
$F_f, F_p$	$f_h$ (N)	50	$k_{ch}$ (N.mm <sup>-2</sup> )	1726
			$k_{eh}$ (N.mm <sup>-1</sup> )	104
			$n_h$ (-)	-0.144
	$f_o$ (N)	$k_o$ (N.mm <sup>-2</sup> .rad <sup>-1</sup> )	53807	

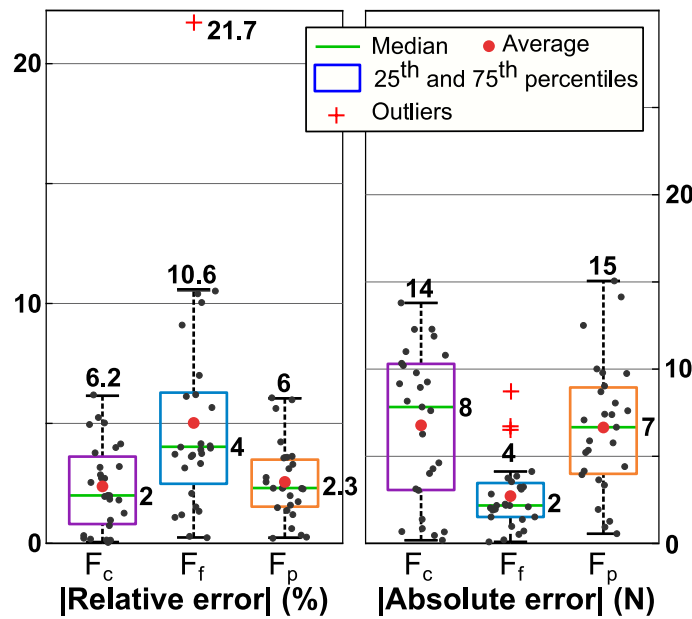


Fig. 3. Relative and absolute errors between experimental and modelled cutting forces using the fresh tool cutting force model in Eq. (1).

Although the maximum relative error on  $F_f$  seems important compared to the other global forces, the levels of  $F_f$  are 6 times lower than  $F_c$  and 5 times lower than  $F_p$ . Consequently, the absolute error on  $F_f$  remains low. For the same reason,  $F_f$  is more sensitive to measurement noise which explains why outliers are found only for  $F_f$ . This discrepancy is due to the optimisation strategy which minimises the absolute error. Indeed, the global forces with the highest magnitudes are favoured by this optimisation strategy.

The presented three components model is compared to Armarego's two component model. The prediction is unchanged for  $F_c$  as the  $f_v$  local force is the same for the two models and only appears in  $F_c$  calculation. However, when including the third component  $f_o$  in the model, the average relative

error for  $F_p$  is divided by two and the average relative error on  $F_f$  is slightly degraded (by 0.3%). The relative error on  $F_p$  is shown in Fig. 4 for the 9 cutting conditions used at  $V_c = 52.5$  m/min using both models. Both errors are evenly distributed around zero as dictated by the optimization strategy. However, three groups of red dots, corresponding to the two component model, are clearly identified. There is one group for each depth of cut used. Experimentally, changing the depth of cut modifies the length of the engaged cutting edge and hence the chip flow direction. In definitive, Fig. 4 shows that the two component model lacks the description of the influence of chip flow direction on cutting forces. The same observation is made for the two other tested cutting speeds. Considering Eq. (1), the contribution of  $f_o$  component increases when the gap between the angular position of the considered segment and the average chip flow direction increases. This contributes to orientate  $F_f$  and  $F_p$  resultant along  $\theta_{cf}$  in the  $P_r$  plane, tangent to the rake face.

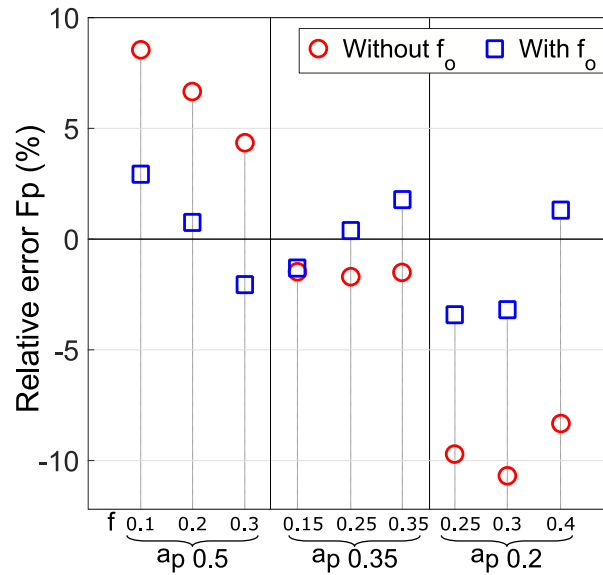


Fig. 4. Influence of the third local force component  $f_o$  on  $F_p$  passive force prediction -  $V_c = 52.5$  m/min.

To conclude, a cutting force model is developed in order to give cutting forces when using a fresh cutting tool. It is valid on a certain range of cutting speeds and tool engagements representative of finishing conditions in Inconel 718 using a carbide cutting tool. The addition of a third component  $f_o$  in the local force model allows for better prediction of the passive cutting force  $F_p$ , normal to the machined surface, which is the principal responsible for elastic deformation of the workpiece under load. However, tool wear has the first role in the evolution of cutting forces during a normal tool life. The next section focuses on analysing cutting forces evolution with wear and improving the current model to take tool wear into account.

#### 4. Cutting force model taking wear into account

In this section, experimental observations are presented concerning tool wear and cutting forces evolution during tool life. A specific paragraph deals with the built-up-edge effect on these two phenomena. Drawing conclusions from the experimental observations, a cutting force model taking tool wear into account is developed and tested

##### 4.1. Experimental observations

Cutting tests are performed to monitor tool wear and cutting forces evolution during tool life for 9 different cutting conditions. Three cutting speeds (35, 52.5, and 70 m/min) and 3 feed (0.1, 0.2, and 0.35 mm/rev) are explored. The depth of cut is kept constant at 0.5 mm. Then, three levels of  $h_{max} = \{0.047; 0.093; 0.16\}$  mm are explored. A fresh cutting tool is used for each test. The tests

consist of long similar facing operations repeated until the tool is deemed worn ( $VB > 0.3$  mm). The diameter range during these tests is [150; 45] mm.

#### 4.1.1. Tool wear mechanisms and manifestations

Experimental observations agree with the literature, adhesion and abrasion are the main tool wear mechanisms. Most of tool wear manifestations appear on the flank face and consist of tool abrasion, smeared material, notching and collapsing of the cutting edge as shown on Fig. 5. Flank wear tends to become uneven when cutting speed and feed increases (Fig. 5.b). Indeed, some wear faciès display more wear in the area where the cut thickness is important. Small notches appear on the cutting edge at elevated speeds (Fig. 5.b). It is thought to be tracks left when the cutting edge encounters hard carbides present in the material. Cutting edge collapse (Fig. 5.c) appears at highest cutting speeds and low feed.

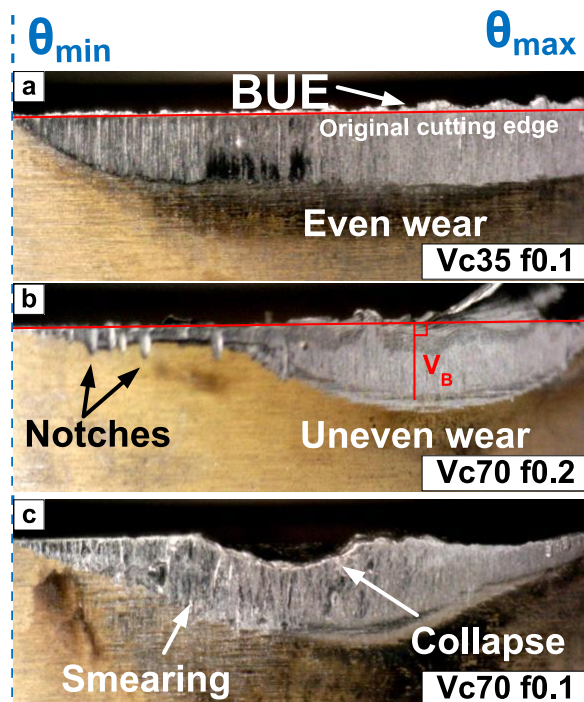


Fig. 5. Flank wear manifestations depending on cutting conditions.

As the metal is being cut, some material stagnates in front of the cutting edge. It is commonly called a Built-Up Edge (BUE) and can be seen in Fig. 5.a above the red line materialising the original cutting edge. Some of it accumulates on the tool rake face forming a Built-Up Layer (BUL). Meanwhile, some of it is evacuated between the cutting tool and the machined surface. This material ends up smeared on the machined surface and the tool flank face as one can observe on the Scanning Electron Microscope (SEM) image on Fig. 6. Built-Up Edge is observed for every tested cutting condition. To sum up, increasing cutting speed and feed tends to favour flank wear unevenness and more dramatic changes of the cutting edge geometry. These changes in cutting edge geometry may cause important variations of cutting forces as analysed in the next paragraph.

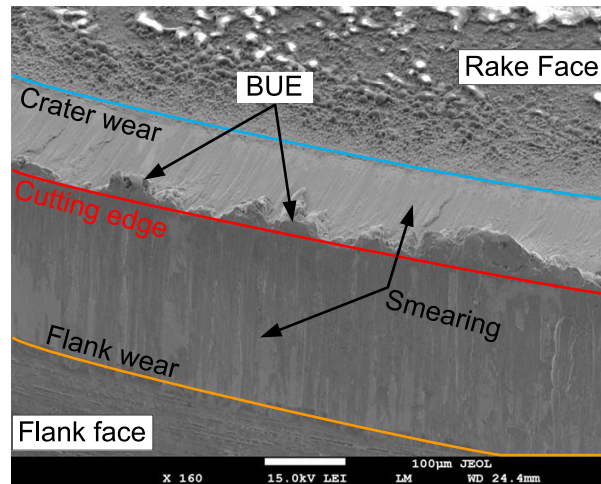


Fig. 6. SEM image of a tool with wear manifestations and BUE -  $V_c = 35$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev,  $a_p = 0.5$  mm.

#### 4.1.2. Cutting forces evolution during tool life

On Fig. 7, cutting forces are represented as a function of machining time during the test at the following cutting conditions,  $V_c = 70$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev and  $a_p = 0.5$  mm. The discontinuities on the curves are the transitional regimes between each pass which have been cut out for legibility. This particular test took 5 passes to reach the critical flank wear level  $V_B > 0.3$  mm. A typical cutting force evolution is observed with a short running-in period followed by a controlled wear region and finally by the tool end of life. Cutting forces tend to increase with tool wear. However, the passive cutting force  $F_p$ , normal to the machined surface, is more sensitive to it than  $F_c$  and  $F_f$ . It is consistent with observations made by Arrazola et al. (2014) in comparable conditions. During a normal tool life,  $F_p$  is multiplied by 3 to 7 while  $F_c$  and  $F_f$  are multiplied by 2 to 4 depending on the cutting conditions.

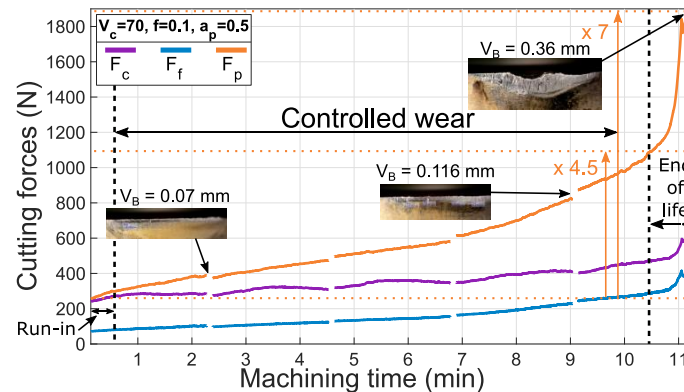


Fig. 7. Typical cutting forces evolution during tool life -  $V_c = 70$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev,  $a_p = 0.5$  mm.

Tool wear is known to be a phenomenon with poor repeatability. To ensure that cutting forces can be modelled, reproducibility tests are performed for certain cutting conditions. On Fig. 8, passive force  $F_p$  evolution is illustrated during three repetitions of the same wear test. It appears that in the studied case, the running-in and controlled wear regions display repeatability. However, the inflection point towards the tool end of life, materialised by dashed lines, is quite variable. There are several factors able to disturb a stable wear evolution. Indeed, when the tool is wearing, the cutting edge integrity is compromised and prone to catastrophic failures, such as collapsing of the cutting edge, which may cause the inflexion point occurrence to vary. Same remark applies to notching of the cutting edge which creates a starting point for catastrophic failure. Moreover, notching randomly occurs at any time during tool life. Furthermore, entering and exiting the material are critical times for wear evolution as



transitional regime may imply sudden changes in loadings and provoke modifications of the cutting edge geometry.

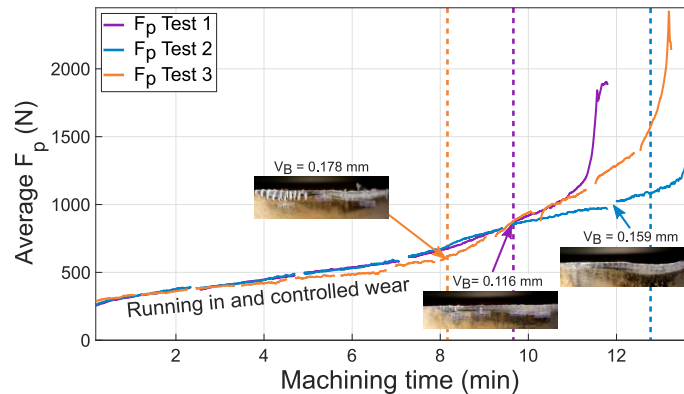


Fig. 8. Evolution of  $F_p$  passive force during three repetitions -  $V_c = 70$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev and  $a_p = 0.5$  mm.

Tool wear tends to favour BUE formation. Indeed, as the cutting edge becomes dull, more material seems to stagnate in its vicinity. At low cutting speeds, BUE has a significant effect on cutting forces evolution. This phenomenon is detailed in the next paragraph.

#### 4.1.3. Built-Up Edge effect on cutting forces evolution

When performing wear tests at the lowest cutting speed 35 m/min, perturbations of the cutting forces evolution occur (Fig. 9). Instead of having continuous evolution as observed in Fig. 7, long period oscillations on all cutting forces, discontinuity between passes and peaks when engaging and disengaging the tool appear. The slight discontinuity between the first passes observed on Fig. 9 may be explained by the grain size gradient along the workpiece radius. Indeed, the average grain size is equal to 12  $\mu\text{m}$  close to the outer diameter and 50  $\mu\text{m}$  close to the inner diameter. It results in a moderate hardness gradient along the radius, 45 HRC for fine grain structure and 43 HRC for coarser grain structure. Additionally, as stated by Olovsjö et al. (2010), the adhesion related phenomenon are more pronounced in coarser grain structure. It could be another factor explaining the rise of cutting forces observed in the coarser grain structure at the end of the first passes on Fig. 9.

During the long period oscillations, cutting forces drop significantly, up to 45% for  $F_p$ , compared to their expected levels. Several possible causes, such as heterogeneous hardness along the radius, poor chip evacuation or temporary loss of lubrication due to chip accumulation in the cutting zone, are discarded due to the magnitude of the oscillations. Process damping might have occurred at lower speed considering the ploughing effect due to BUE formation and the extent of flank wear. However, the low frequency oscillations, under 0.1 Hz, cannot be linked to process damping as it is far from the process frequencies.

These phenomena, which manifest above certain wear level, are thought to be adhesion related. Indeed, at lower cutting speeds, the BUE may become stable and act as a substitute cutting edge. As illustrated on Fig. 10, in presence of a BUE, it is supposed that the rake angle becomes more positive and the contact between the flank face and the machined surface is interrupted. The consequence of these two factors is a cutting forces drop. Indeed, the rubbing of the tool flank face on the machined surface is a major contributor to global cutting forces. The oscillations would be resulting from the alternation of evacuation and reformation of the BUE.



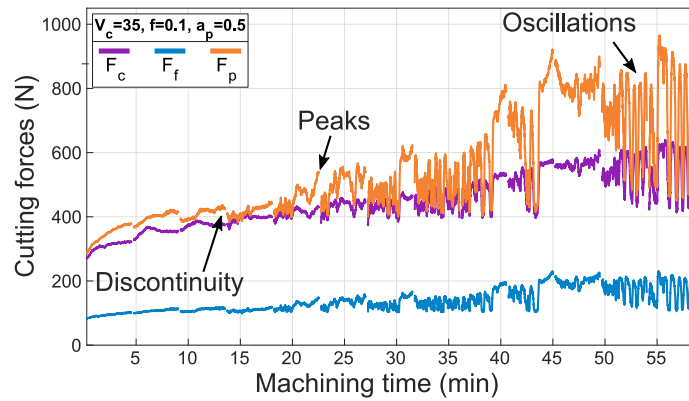


Fig. 9. Unstable cutting forces evolution during wear test -  $V_c = 35$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev and  $a_p = 0.5$  mm.

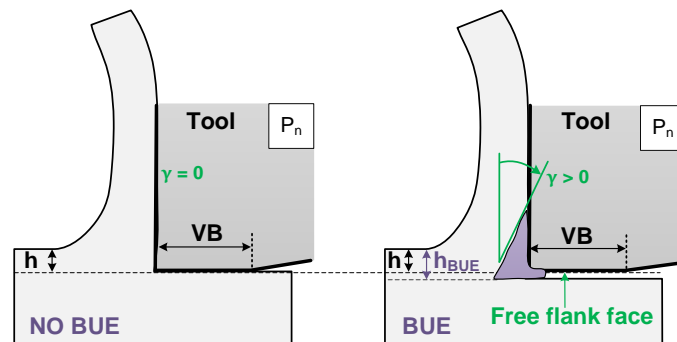


Fig. 10. Effect of built-up edge formation on cutting geometry and tribology.

This assumption is supported by further analysis. This test is repeated and the machined surface is scanned with a laser profilometre along the workpiece radius after a pass during which perturbations occurred. The passive cutting force during this pass is superimposed with the machined surface topography on Fig. 11. Reliefs are observed on the machined surface. Valleys, 30  $\mu\text{m}$  deep on average, are measured and correlated with forces drops. These observations checks with the BUE hypothesis as BUE acts as a substitute cutting edge made of stagnating material which slightly increases the depth of cut.

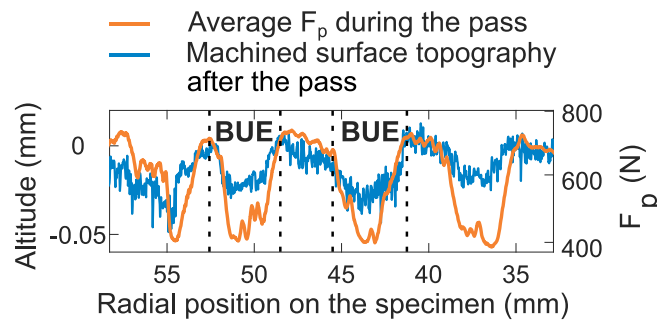


Fig. 11. Correlation between cutting forces drops and negative reliefs on machined surface.

From the above observations, it is recommended to avoid cutting conditions where BUE is stable as it will greatly degrade accuracy and surface roughness. The first choice is to increase the cutting speed. During the performed tests, increasing  $V_c$  from 35 to 52.5 m/min made these phenomena disappear as BUE may have become unstable. Considering the significant increase of all cutting forces during a normal tool life, tool wear influence is added to the cutting force model in the next section.

## 4.2. Cutting force model development

### 4.2.1. Formulation of the model

In section 3, a mechanistic model designed to give cutting forces when using a fresh tool is presented. Previous observations made it clear that cutting forces increase during tool life. Hence, in this section, the previous model is complemented by an additional term to take wear into consideration. Additionally, only the running-in and controlled wear periods are modelled as the inflexion point toward the tool end of life is unpredictable.

Tool flank wear VB is measured during the tests but is not used to model the effect of wear on cutting forces evolution. Indeed, measuring flank wear implies a stoppage of the cutting process. VB measurements are performed after each pass. As a consequence, few measurements are done during the tests to ensure realistic test durations and to limit the number of tool engagement cycles which favour quick wear. In addition, wear manifestations such as smearing on the flank face, notches or wear unevenness (see Fig. 5) make it more complicated to accurately measure VB. Instead of using a parameter directly linked to tool wear, such as VB, the cutting force evolution is modelled in relation to a process parameter which can be continuously measured during the cutting tests.

Parameters such as the cumulated uncut chip length  $L_m$  and removed volume  $V_m$  or cumulated machining time  $t_m$  are considered.  $L_m$  is the real distance travelled by the generative point of the tool (*i.e.* an Archimedes' spiral during facing).  $V_m$  is  $L_m$  multiplied by the undeformed chip cross sectional area. The idea is to represent the actual amount of work done by the cutting edge during its life. Exploratory developments are made by adding a power function term of  $L_m$  or  $V_m$  to the fresh tool model. However,  $L_m$  and  $V_m$  are global quantities and there is no bijection between them and the actual cut area represented by  $f$  and  $a_p$ . Indeed,  $L_m$  is independent of  $a_p$  and  $V_m$  is independent of  $f$  (cf.

Appendix 1 for supplementary equations). Consequently, these models are discarded.

The most advanced model is presented in Eq. (3). An additional term is added to  $f_h$  and  $f_v$  formula. So the global forces are expressed as  $A + B(t)$  where  $A$  is the cutting force level when the tool is fresh and  $B(t)$  represents the force increase due to wear over time. The  $f_o$  component is untouched as chip flow direction is unaffected by tool wear according to experimental observations in similar conditions (Chérif et al. (2018)). Considering constant lubrication conditions, cutting speed is the most influent process parameter on tool life followed by feed and depth of cut. In this model, the feed and depth of cut effects are encapsulated in the local cut thickness  $h_i$  which represents the chip load. Finally, the additional term takes the form of a power function of machining time, cutting speed and local cut thickness with 8 new coefficients to identify, respectively  $k_{wv}$ ,  $n_{hv}$ ,  $n_{tv}$ ,  $n_{vv}$ ,  $k_{wh}$ ,  $n_{hh}$ ,  $n_{th}$  and  $n_{vh}$ . It can be noted that  $f_v$  and  $f_h$  local formulations now contain two terms depending on  $V_c/V_o$  with different power exponents. Indeed, cutting speed has significant influence on both cutting forces initial level and evolution over time.

$$\left\{ \begin{array}{l} f_{v,i} = b \left( \underbrace{(k_{cv} \cdot h_i + k_{ev}) \cdot \left(\frac{V_c}{V_o}\right)^{n_v}}_{A \text{ (fresh tool)}} + \underbrace{k_{wv} \cdot h_i^{n_{hv}} \cdot t^{n_{tv}} \cdot \left(\frac{V_c}{V_o}\right)^{n_{vv}}}_{B(t) \text{ (wear effect)}} \right) \\ f_{h,i} = b \left( \underbrace{(k_{ch} \cdot h_i + k_{eh}) \cdot \left(\frac{V_c}{V_o}\right)^{n_h}}_{A \text{ (fresh tool)}} + \underbrace{k_{wh} \cdot h_i^{n_{hh}} \cdot t^{n_{th}} \cdot \left(\frac{V_c}{V_o}\right)^{n_{vh}}}_{B(t) \text{ (wear effect)}} \right) \\ f_{o,i} = b \cdot k_o \cdot \eta_{cf,i} \cdot h_i \end{array} \right. \quad (3)$$

### 4.2.2. Identification of the model and discussions

The seven coefficients which are identified in section 3.2 for the fresh tool model are kept in the new model. The same edge discretisation is used to identify the eight new coefficients. To do so, experimental data are gathered by discretising the cutting forces evolution curves over machining time. The test at  $V_c = 35$  m/min and  $f = 0.1$  mm/rev is not used for the identification as the cutting force evolution is highly disturbed by the BUE related phenomenon presented in section 4.1.3.

The identification results are presented in Table 3. The simulated cutting force evolutions are plotted in Fig. 12 against the experimental samples for each test. An average of 20 samples per test and per cutting force ( $F_c$ ,  $F_f$  and  $F_p$ ) is selected. As a result, the model is highly overdetermined as evidenced by the residual degree of freedom (cf. Table 3). These samples are represented by discrete markers in Fig. 12. The sampling is denser in the running-in region as the cutting forces evolution is less linear than during the controlled wear region. As it is shown in Fig. 12, the model is able to predict the evolution of the three cutting force components in the machine referential. In the next paragraphs, this model is evaluated on its ability to predict the cutting force evolution, especially the passive cutting force which is the most sensitive to tool wear.

Table 3. Identified coefficients of the local force model taking wear into account.

Global forces	Local forces	RDOF	Identified coefficients	
$F_c$	$f_v$ (N)	155	$k_{wv}$ (-)	131
			$n_{hv}$ (-)	0.58
			$n_{tv}$ (-)	0.56
			$n_{vv}$ (-)	1.32
$F_f, F_p$	$f_h$ (N)	314	$k_{wh}$ (-)	147
			$n_{hh}$ (-)	0.46
			$n_{th}$ (-)	0.71
			$n_{vh}$ (-)	2.19

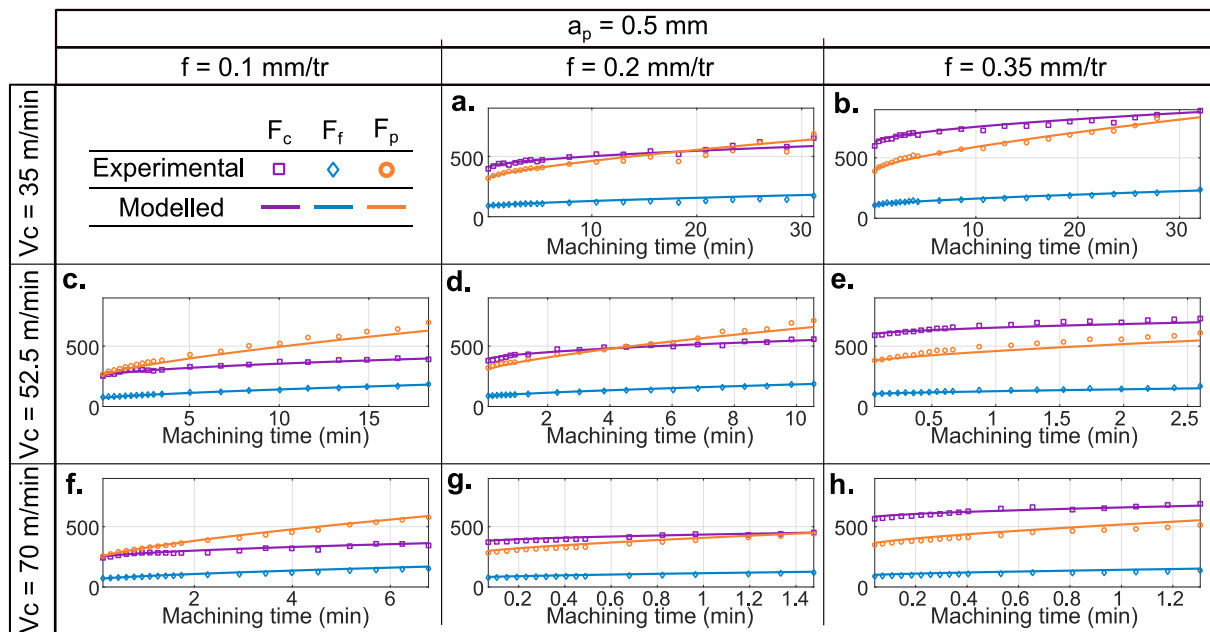


Fig. 12. Experimental vs modelled cutting forces during running-in and controlled tool wear region.

The maximum and median values of absolute and relative errors are given in Fig. 13. While the average error values are quite low, the discrepancy between the maximum and average values and the presence of numerous outliers are questionable.

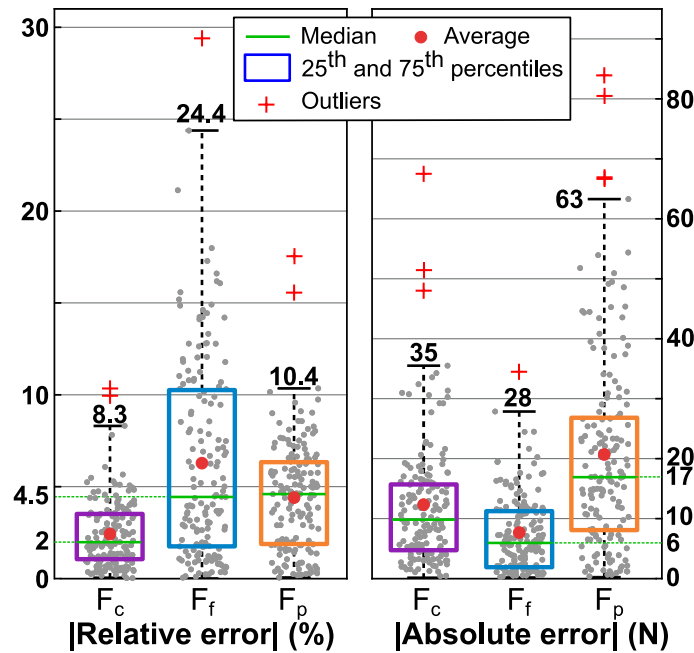


Fig. 13. Relative and absolute errors between experimental and modelled cutting forces using the cutting force model in Eq. (3).

In order to better visualise the results, a box plot is displayed in Fig. 14 to evaluate the prediction of the passive cutting force  $F_p$ . The black dots represent the actual distribution of relative error between the experimental and simulated forces for each test. Additional values such as the average error, median, 25<sup>th</sup> and 75<sup>th</sup> percentiles are displayed on each box plot.

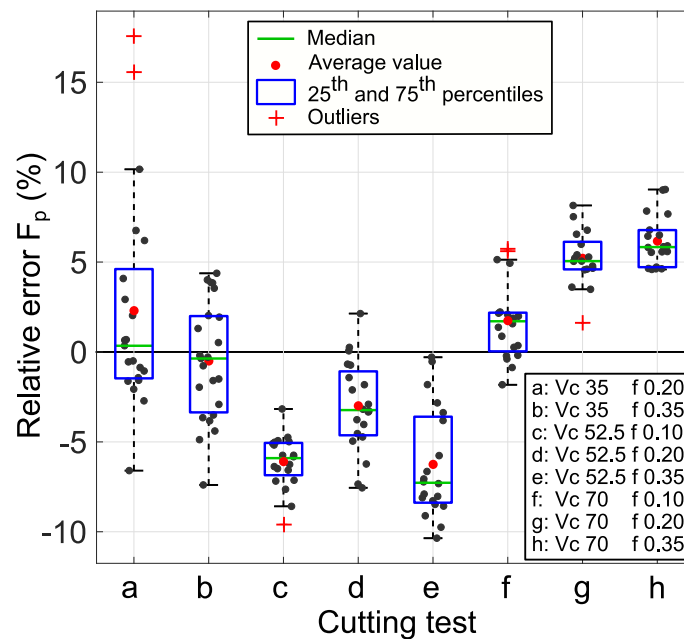


Fig. 14. Relative error distribution on  $F_p$  passive force modelling for each test.

In Fig. 14, the median value indicates the ability of the model to simulate a correct force evolution over time due to tool wear. If the median is close to zero, the slope is correct (Fig. 12 (b,f)). If the median is over or under zero, the simulated slope respectively overestimate or underestimate the slope as in Fig. 12 (e,h). Overall, the model is able to simulate the passive cutting force evolution during the running-in and controlled wear region within 10% of relative error in the tested range of cutting conditions.

During cutting tests 'a' and 'b', the simulated slopes are correct but the error values are scattered and present outlying values. These isolated errors have two possible origins. The first is linked to discontinuity between passes that appear during the tests at lower cutting speeds, where built-up edge disturbs the cutting forces evolution as mentioned in section 4.1.3. It means that the samples are on either side of the simulated evolution curves as shown in Fig. 12.a after 15 minutes of machining. It is evidenced by the negative and positive isolated errors on the 'a' distribution in Fig. 14. The second is linked to random effects that manifest as slope modification, named bends, in the experimental cutting force evolution curves. These bends may randomly appear at higher speeds and disturb the nearly linear evolution of cutting forces during the controlled wear period. They are thought to be due to modification of the cutting edge geometry when notches or cutting edge collapse occur. Such a bend appears at the beginning of the second pass during the test at  $V_c = 52.5$  m/min and  $f = 0.35$  mm/rev (Fig. 12.e) causing the simulated slope to be wrong from the beginning. As it can be seen in Fig. 12.(e,g,h), higher cutting speeds and feed are impractical as the controlled wear region duration does not exceed two minutes.

In the studied case, transient regimes do not have a significant effect on cutting force evolutions during the running-in and controlled wear regions. Indeed, no significant cutting force discontinuity is observed between passes (see Fig. 7 and Fig. 8). For this reason, to a certain extent, the model is valid for different workpiece diameters which would have more or less enter/exit tool periods.

To conclude this section, a local force model able to give the evolution of cutting forces relative to tool wear during most of the tool life is developed. This model is valid on the tested range of finishing conditions during the running-in and controlled wear regions. However, variability in bulk material characteristics and unpredictable catastrophic wear manifestations are significant causes of gaps between experiment and model. In addition to its influence on cutting forces evolution, cutting tool wear has a significant impact on surface integrity which will be the next section focus.

## 5. Surface integrity analysis

### 5.1. Experimental approach

In this section, residual stress profiles of the machined surface are presented for various cutting conditions and tool wear levels. The specimens are 35 mm thick cylinders, considered as rigid bodies, to ensure no deformation due to machining induced stress or residual stresses rebalancing following material removal. Face-turning operations are performed until the tool is deemed worn. The diameter range during these tests is [155; 30] mm. Flat steps are machined on the specimen face in order to preserve the machined surface integrity at strategic time as it is depicted on the top view in Table 5. Five cutting conditions are tested based on experimental observations made in section 4.1. Cutting conditions as well as wear levels and machining times ( $t_m$ ) associated to each step are listed in Table 4. Compared with the classic cutting force evolution during tool life displayed in Fig. 7, the first step matches the end of the running-in period. The last step represents the tool end of life. The intermediate step corresponds to the end of the controlled wear region before the inflexion point. Stress measurements in the circumferential and radial directions are performed on the machined flat steps by an X-Ray diffraction apparatus (DRX). The axial stresses are not studied. The uncertainty of residual stresses measurements is estimated at  $\pm 40$  MPa based on repeatability tests on a standard specimen. Profiles are built by incrementally eroding the machined surface to allow for stress measurements at different depths using electropolishing. Generating a flat hole bottom using this technique is difficult, especially for deep holes. The uncertainty of depth measurements is evaluated at 10% of the target depth by laser measurements.

Table 4. Machining time and flank wear levels associated to every step.

$V_c$ (m/min)	35	52.5	52.5	52.5	70
$f$ (mm/rev)	0.1	0.1	0.2	0.35	0.1
$a_p$ (mm)	0.5				
Step 1	$t_m = 5.2$ min $VB = 0.13$ mm	$t_m = 1.36$ min $VB = 0.1$ mm	$t_m = 0.68$ min $VB = 0.09$ mm	$t_m = 0.24$ min $VB = 0.07$ mm	$t_m = 0.44$ min $VB = 0.1$ mm
Step 2			$t_m = 7.03$ min $VB = 0.16$ mm	$t_m = 3.86$ min $VB = 0.12$ mm	
Step 3	$t_m = 47.7$ min $VB = 0.3$ mm	$t_m = 20.2$ min $VB = 0.3$ mm	$t_m = 11.5$ min $VB = 0.3$ mm	$t_m = 6.9$ min $VB = 0.3$ mm	$t_m = 8.83$ min $VB = 0.29$ mm

### 5.2. Effect of tool wear on residual stress

The residual stress profiles matches the literature observations stated in the introduction (Sharman et al. (2015)). The comparison between the profiles when using a fresh tool and a worn tool demonstrates a strong trend as shown in Fig. 15. This graph represents the circumferential residual stresses for 3 wear levels during the test at  $V_c = 52.5$  m/min and  $f = 0.2$  mm/rev. Machining with a worn tool increases the tensile stress on the surface and the compressive stress at the compressive peak. Moreover, the affected depth increases by a factor 5 and the compressive peak is deeper, for every tested cutting conditions and in both measured directions. While the difference between a fresh tool (light green circle curve) and a worn tool (red square curve) is remarkable, the intermediate profile (dark green diamond curve) shows moderate difference relative to the fresh tool profile. This observation is comparable to the cutting forces evolution during the test shown in the top right corner of Fig. 15. The steep increase in cutting forces occurs when the tool reaches a certain dullness which corresponds to a flank wear level  $VB$  between 0.15 and 0.2 mm. After this inflexion point, the cutting edge becomes extremely dull as evidenced by the rightmost flank wear picture in Fig. 15.

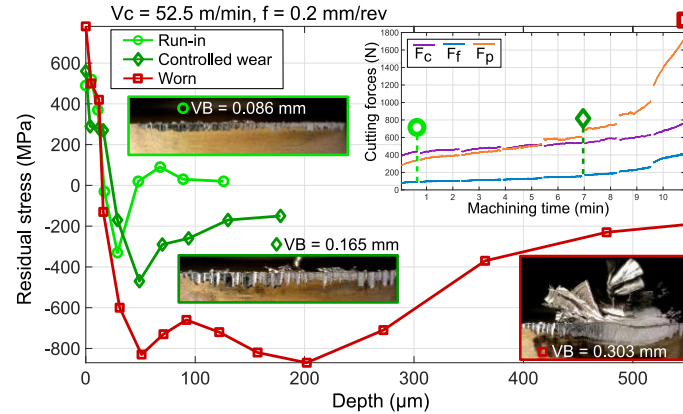


Fig. 15. Circumferential residual stress profile at different wear levels and cutting force evolution -  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.2$  mm/rev,  $a_p = 0.5$  mm.

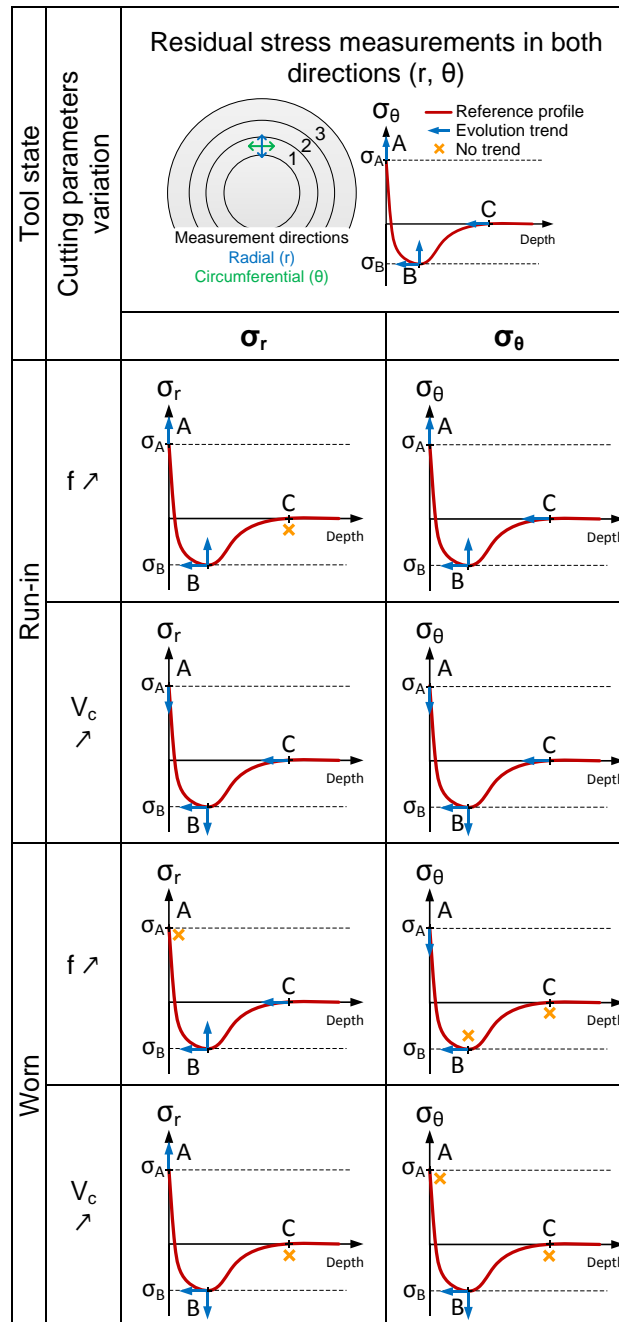
The worn cutting edge geometry is the major factor influencing stress profile shape. However, it seems that stress profiles are moderately impacted by tool wear until  $VB$  reaches the tipping point between 0.15 and 0.2 mm. The effect of cutting conditions combined with tool wear is analysed in the next paragraph.

### 5.3. Effect of cutting conditions on residual stress

The effect of cutting conditions and tool wear on residual stress profiles shape is shown in Table 5. Global trends are described in response to an increase in feed or cutting speed. The latter are given for both tool states: a run-in tool and a worn tool in both measurement directions. Indicators such as the magnitude of the tensile and compressive peaks, depth of the compressive peak and affected depth are considered. The trends are symbolised by blue arrows modifying the typical residual stress profile

(solid red line). Due to the discrete nature of the residual stresses measurements and the depth limitations, it may be risky to infer trends. When no trend can be extracted from the data, an orange cross is placed instead of an arrow. For example, the depth of the machining affected zone may be hazardous to analyse for the following reasons. When the stress does not reach equilibrium at the deepest measured point or if the measurement spacing is too large. However, the difference of affected depth when using a run-in tool and a worn tool is noticeable and respectively evaluated at 0.1 mm and 0.5 mm on average.

Table 5. Residual stress profiles evolution in relation with cutting conditions and tool wear.



Residual stress profiles are displayed in Fig. 16 to complete Table 5. The subfigure Fig. 16a and Fig. 16c depict the effect of cutting speed on residual stresses in the circumferential direction in function of tool wear. The Fig. 16b and Fig. 16d show the effect of feed on residual stresses in the radial direction. Indeed, residual stresses appear to be more sensitive to cutting speed or feed evolutions in their respective directions, *i.e.* circumferential for  $V_c$  and radial for  $f$ .



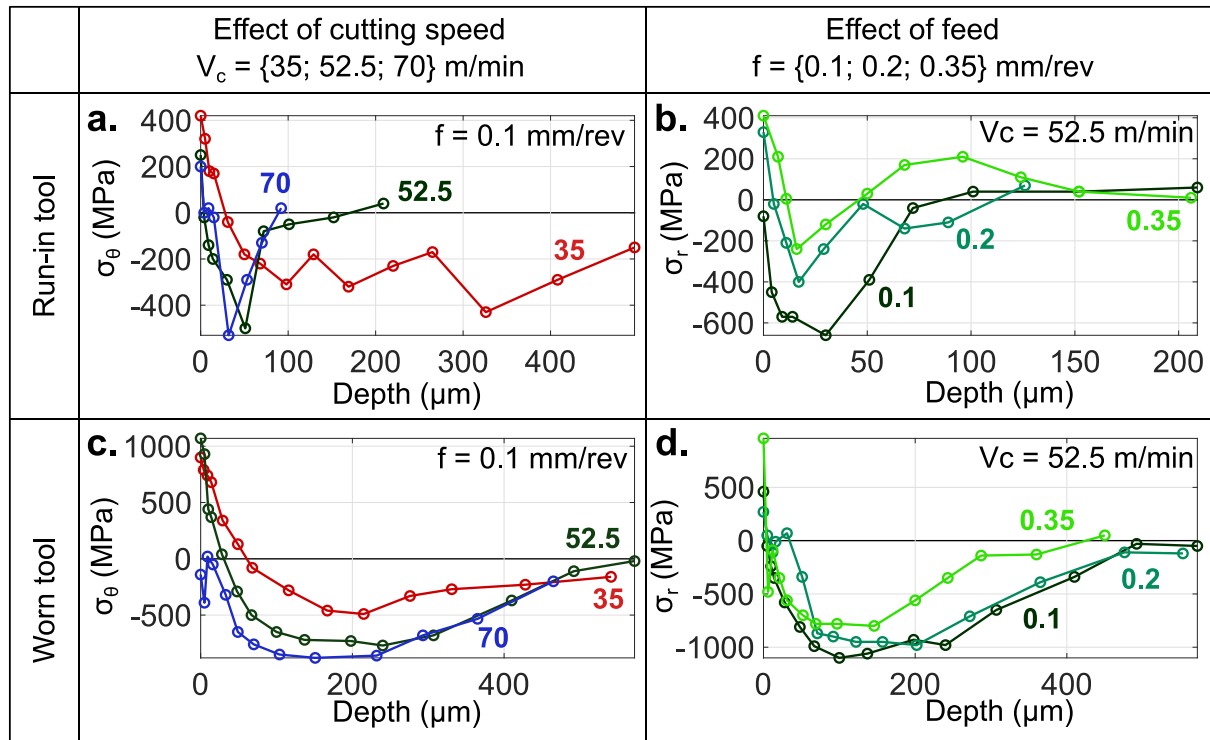


Fig. 16. Influence of cutting conditions on residual stress profiles.

As illustrated by Fig. 16a, an increase in cutting speed tends to lower the surface tensile stresses when using a run-in tool. This observation is consistent with the literature when using round carbide tools in wet or dry finishing conditions and for moderate cutting speeds under 80 m/min ((Devillez et al. (2007), Pawade et al. (2007) and Sharman et al., (2006)). In addition, when using a run-in tool, the profiles shapes are comparable while  $V_c$  is greater than 52.5 m/min as shown in Fig. 16.a. However, the profile at  $V_c = 35$  m/min is incomparable as it presents a deeper affected zone. The ploughing effect resulting from BUE formation could explain this discrepancy as the material stagnating at the cutting edge tends to create more compressive stress ahead of the tool.

When using a run-in tool at  $V_c = 52.5$  m/min, increasing the feed tends to favour tensile stresses on the surface and to reduce the magnitude and depth of the compressive peak in the radial direction (see Fig. 16.b). Same trends are observed by Sharman et al., (2006) in comparable cutting conditions except for the compression peak depth which increases with feed rate. Sharman et al. (2015) discuss that the increase in surface tensile stress is linked to an increase in cutting force and possibly heat generation due to the higher chip volume being removed.

Moreover, compressive surface residual stresses are obtained when using a fresh tool at high cutting speeds and low feed namely  $V_c = \{52.5; 70\}$  m/min and  $f = 0.1$  mm/rev. This state of stress is desirable to enhance fatigue strength. However, machining with these conditions when the tool is worn leads to high surface tension as shown in Fig. 16.c,d which is detrimental for fatigue behavior.

Some stress profiles display brutal changes in the first microns under the machined surface as shown in Fig. 16.c (blue curve) and Fig. 16.d (light green curve). These rapid evolutions are consistent with a high heat flux at the surface which can induce metallurgical modifications at the vicinity of the machined surface.

To summarize, tool wear has a moderate impact on residual stresses profiles shape while the flank wear VB is lower than a critical value between 0.15 mm and 0.2 mm. Above this critical value, the profiles are dramatically changed displaying high surface tension and deep affected zones. Using high

cutting speeds and low feed tend to favor compressive stress at the surface and shallow affected depth in the controlled wear region.

## 6. Conclusions

This study presents a new local formulation of cutting force model considering the effect of tool wear over time. In addition, the effect of tool wear on surface integrity is analysed. The key conclusions are:

- Including a third component, relative to chip flow direction, in the local force model, allows better prediction of cutting forces when using round inserts. In particular, the relative error on the passive cutting force is divided by 2.
- The new local formulation accurately predicts the cutting forces evolution over a wide range of finishing parameters during the running-in and controlled wear periods. Variability of tool wear evolution is still an obstacle to develop fully robust models.
- Tool wear has a critical impact on cutting forces and surface integrity. In this study, the passive cutting force is multiplied by up to 7 over tool life. Concerning surface integrity, the affected depth is multiplied by 5 and reaches 0.5 mm when machining with a worn tool. The residual stresses profiles obtained with worn tools display a highly compressive state in subsurface combined with elevated tensile stress close to the machined surface.
- Wear has limited influence on residual stresses profiles shape while the flank wear VB remains under a critical value between 0.15 mm and 0.2 mm.

This study brings physical analysis and model necessary to deal with the challenge of machining workpiece with low stiffness. Moreover, the presented cutting force model offers promising foundation for the development of strategies to compensate workpiece deflexion. Indeed, the update of tool trajectories to accommodate with workpiece elastic deformation is a meaningful perspective in order to improve geometrical quality of thin machined parts. Furthermore, in order to anticipate distortions linked to machining induced residual stresses, a major helpful step would be to establish further model of residual stress based on mechanistic approach as developed by Su et al. (2013).

## Acknowledgements

This research did not receive any specific grant from funding agencies in the public, commercial, or not-for-profit sectors. The authors wish to thank T. Bergey from ArianeGroup for sharing his expertise on X-ray diffraction measurements.

## Appendix

Appendix 1. Supplementary equations.

$(D_{\min} ; D_{\max})$  = Minimum and maximum machined diameters

$$\text{Machined length} \quad L_m = \frac{\pi}{4 \times f} \times (D_{\max}^2 - D_{\min}^2)$$

$$\text{Machined volume} \quad V_m = L_m \times f \times a_p = \frac{\pi \times a_p}{4} \times (D_{\max}^2 - D_{\min}^2)$$

## References

- Armarego, E.J.A., Cheng, C.Y., 1972. Drilling with flat rake face and conventional twist drills—I. Theoretical investigation. *Int. J. Mach. Tool Des. Res.* 12, 17–35. [https://doi.org/10.1016/0020-7357\(72\)90009-1](https://doi.org/10.1016/0020-7357(72)90009-1)
- Armarego, E.J.A., Whitfield, R.C., 1985. Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Prediction. *CIRP Ann.* 34, 65–69. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61725-9](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61725-9)
- Arrazola, P.J., Garay, A., Fernandez, E., Ostolaza, K., 2014. Correlation between tool flank wear, force signals and surface integrity when turning bars of Inconel 718 in finishing conditions. *Int. J. Mach. Mach. Mater.* 7 15, 84–100.
- Arrazola, P.J., Özel, T., Umbrello, D., Davies, M., Jawahir, I.S., 2013. Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Ann.* 62, 695–718. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2013.05.006>
- Attanasio, A., Ceretti, E., Outeiro, J., Poulachon, G., 2020. Numerical simulation of tool wear in drilling Inconel 718 under flood and cryogenic cooling conditions. *Wear* 203403. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2020.203403>
- Brinksmeier, E., Cammett, J.T., König, W., Leskovar, P., Peters, J., Tönshoff, H.K., 1982. Residual Stresses — Measurement and Causes in Machining Processes. *CIRP Ann.* 31, 491–510. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60172-3](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60172-3)
- Campocasso, S., 2013. Développement d'un modèle d'efforts de coupe multi-opérations et multi-matériaux. Application au tournage du cuivre pur dans différents états métallurgiques.
- Chérif, I., Dorlin, T., Marcon, B., Fromentin, G., Karaouni, H., 2018. Phenomenological study of chip flow/formation and unified cutting force modelling during Ti6Al4V alloy turning operations. *Procedia CIRP*, 8th CIRP Conference on High Performance Cutting (HPC 2018) 77, 351–354. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.09.033>
- Das, R., Joshi, S.S., Barshilia, H.C., 2019. Analytical model of progression of flank wear land width in drilling. *J. Tribol.* 141.
- Devillez, A., Le Coz, G., Dominiak, S., Dudzinski, D., 2011. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. *J. Mater. Process. Technol.* 211, 1590–1598. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2011.04.011>
- Devillez, A., Schneider, F., Dominiak, S., Dudzinski, D., Larrouquere, D., 2007. Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools. *Wear* 262, 931–942. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2006.10.009>
- Dorlin, T., 2016. Développement d'un modèle généralisé d'efforts de coupe pour l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Application aux techniques de tournage et de fraisage. ENSAM, Cluny, France.
- Dorlin, T., Fromentin, G., Costes, J.-P., 2016. Generalised cutting force model including contact radius effect for turning operations on Ti6Al4V titanium alloy. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 86, 3297–3313. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8422-x>
- Fromentin, G., 2011. Method for optimizing the working conditions of a cutting tool. WO2011069646A1.
- Gazay, M., 2017. Étude des défauts géométriques induits par le tournage de l'Inconel 718 TR et de l'influence de l'intégrité de surface.
- Grzesik, W., Niesłony, P., Habrat, W., Sieniawski, J., Laskowski, P., 2018. Investigation of tool wear in the turning of Inconel 718 superalloy in terms of process performance and productivity enhancement. *Tribol. Int.* 118, 337–346. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2017.10.005>
- ISO 3002-1:1982, n.d. Basic quantities in cutting and grinding — Part 1: Geometry of the active part of cutting tools — General terms, reference systems, tool and working angles, chip breakers.
- ISO 3685:1993, 1993. Tool-life testing with single-point turning tools.
- Javadi, H., Jomaa, W., Songmene, V., Brochu, M., Bocher, P., 2019. Inconel 718 Superalloy Controlled Surface Integrity for Fatigue Applications Produced by Precision Turning. *Int. J. Precis. Eng. Manuf.* 1–14.
- Kapoor, S.G., DeVor, R.E., Zhu, R., Gajjala, R., Parakkal, G., Smithey, D., 1998. Development of Mechanistic Models for the Prediction of Machining Performance: Model Building Methodology. *Mach. Sci. Technol.* 2, 213–238. <https://doi.org/10.1080/10940349808945669>

- Lacalle, L.N.L. de, Pelayo, G.U., Fernández-Valdivielso, A., Alvarez, A., González, H., 2017. Wear-dependent specific coefficients in a mechanistic model for turning of nickel-based superalloy with ceramic tools. *Open Eng.* 7, 175–184. <https://doi.org/10.1515/eng-2017-0024>
- Molinari, A., Moufki, A., 2005. A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part I. Theory. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 45, 166–180. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.07.004>
- Olovsjö, S., Wretland, A., Sjöberg, G., 2010. The effect of grain size and hardness of wrought Alloy 718 on the wear of cemented carbide tools. *Wear* 268, 1045–1052. <https://doi.org/10.1016/j.wear.2010.01.017>
- Pawade, R.S., Joshi, S.S., Brahmankar, P.K., Rahman, M., 2007. An investigation of cutting forces and surface damage in high-speed turning of Inconel 718. *J. Mater. Process. Technol.*, The Seventh Asia Pacific Conference on Materials Processing (7th APCMP 2006) 192–193, 139–146. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.04.049>
- Polvorosa, R., Suárez, A., de Lacalle, L.N.L., Cerrillo, I., Wretland, A., Veiga, F., 2017. Tool wear on nickel alloys with different coolant pressures: Comparison of Alloy 718 and Waspaloy. *J. Manuf. Process.* 26, 44–56. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2017.01.012>
- Sharman, A.R.C., Hughes, J.I., Ridgway, K., 2015. The effect of tool nose radius on surface integrity and residual stresses when turning Inconel 718<sup>TM</sup>. *J. Mater. Process. Technol.* 216, 123–132. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.09.002>
- Sharman, A.R.C., Hughes, J.I., Ridgway, K., 2006. An analysis of the residual stresses generated in Inconel 718<sup>TM</sup> when turning. *J. Mater. Process. Technol.* 173, 359–367. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.12.007>
- Su, J.-C., Young, K.A., Ma, K., Srivatsa, S., Morehouse, J.B., Liang, S.Y., 2013. Modeling of residual stresses in milling. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 65, 717–733.
- Thakur, A., Gangopadhyay, S., 2016. State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 100, 25–54. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2015.10.001>
- Toubhans, B., Viprey, F., Fromentin, G., Karaoui, H., 2019. Prediction of form error during face turning on flexible Inconel 718 workpiece, in: *Procedia CIRP*. Presented at the 17th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations, Sheffield, United Kingdom, pp. 290–295. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2019.04.045>
- Zhu, K., Zhang, Y., 2019. A generic tool wear model and its application to force modeling and wear monitoring in high speed milling. *Mech. Syst. Signal Process.* 115, 147–161. <https://doi.org/10.1016/j.ymsp.2018.05.045>

## 2.5. Analyses complémentaires : Modèle d'efforts de coupe.

### 2.5.1. Modèle d'efforts sans usure

#### 2.5.1.1. Erreurs liées à la méthodologie expérimentale

La méthodologie, présentée dans l'article JMPT au §2.4, permet d'identifier, dans un premier temps, un modèle d'efforts de coupe sans usure. La méthode est simple et rapide à mettre en œuvre et permet de modéliser fidèlement les efforts de coupe dans la gamme de paramètres de coupe considérée. Cependant, de nombreuses sources d'erreurs peuvent perturber l'identification du modèle dont notamment :

- L'erreur humaine lors de la mesure de la jauge de l'outil pouvant créer une erreur sur la profondeur de passe réelle.
- La variabilité du rayon d'acuité d'arête d'un outil à l'autre. Cette variabilité peut provoquer, en finition avec une plaquette ronde, une différence d'effort significative sur les efforts  $F_p$  et  $F_f$  d'après les travaux de Dorlin (2016).
- L'usure de l'outil est peu répétable pendant la période de rodage. Les efforts augmentent rapidement pendant cette phase.

Pour contrôler ces biais, les niveaux d'efforts pendant la première seconde d'usinage en régime permanent sont relevés pour deux conditions de coupe. Les essais sont réalisés sur un même lot de matière en utilisant pour chaque essai un outil neuf :

- 5 essais à  $V_c = 70$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.
- 6 essais à  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.2$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.

L'écart relatif moyen entre les niveaux de  $F_p$  sans usure est de 3.4 % (max 7.8 %) pour les essais à 70 m/min et 4.2 % (max 7.2 %) pour les essais à 52.5 m/min. Ces résultats rendent compte de l'effet de la variabilité d'acuité d'arête d'une plaquette à l'autre, du réglage de la machine et de la variabilité de vitesse d'usure pendant le rodage. Ces niveaux, même s'ils sont faibles, sont du même ordre de grandeur que l'écart relatif moyen obtenu pour la composante  $F_p$  avec le modèle d'effort de coupe sans usure.

### 2.5.1.2. Discussion sur la stratégie d'identification du modèle

Dans ces travaux, les simulations d'efforts de coupe sont réalisées sur le même jeu de données utilisé pour identifier le modèle. Cette pratique n'est pas toujours perçue comme rigoureuse en terme de méthodologie. Cependant, d'un point de vu mathématique, la quantité importante de données utilisées et le faible nombre d'inconnues à identifier donnent un degré de liberté du résidu (DDLr) important dans notre étude. Pour cette raison, l'identification est robuste comme en atteste l'analyse ci-dessous.

A partir des données issues des 27 essais de dressages courts de l'article JMPT au §2.4, le modèle d'efforts sans usure est identifié avec la totalité ou une partie de l'échantillon. Par la suite, les essais qui ne servent pas à l'identification sont simulés.

- Cas 1 : Identification du modèle à partir des 27 essais. Simulation sur 27 essais pour le calcul d'erreur.
- Cas 2 : Identification du modèle à partir de 21 essais. Simulation sur les 6 essais restants pour le calcul d'erreur.
- Cas 3 : Identification du modèle à partir de 17 essais. Simulation sur les 10 essais restants pour le calcul d'erreur.

Les résultats rassemblés dans le Tableau 2.1 montrent que la stratégie d'identification a peu d'influence sur les valeurs de coefficients identifiés. En effet, la forme du modèle identifié reste valide sur le domaine d'identification. Cependant, le choix des essais dans le domaine d'identification demande des précautions. D'une part, le nombre de données utilisées pour l'identification doit être suffisant. D'autre part, les données d'identification doivent être réparties sur tout l'intervalle de paramètres utilisés.

Tableau 2.1. Influence de la stratégie d'identification sur les coefficients identifiés du modèle et sur les résultats de simulation de l'effort de pénétration  $F_p$ .

Identification	Nombre d'essais	27	21	17
	$k_{cv}$	2757	2696	2733
	$k_{ev}$	58	60	58
	$k_{ch}$	2706	2655	2666
	$k_{eh}$	109	108	108
	$k_o$	-1591	-1540	-1548
	$n_{vv}$	-0,06	-0,07	-0,07
	$n_{vh}$	-0,06	-0,07	-0,07
	DDLr ( $f_h, f_v$ )	50   24	38   18	30   14
Simulation	Nombre d'essais	27	6	10
	Ecart relatif moyen  (%)	2,3	3,2	2,5
	Ecart absolu moyen  (N)	7	6,2	6,2
	Ecart relatif max  (%)	6,1	9	7
	Ecart absolu max  (N)	15	16	16

## 2.5.2. Modèle d'efforts avec usure

### 2.5.2.1. Variabilité de l'évolution des efforts de coupe pendant la durée de vie de l'outil en fonction du lot de matière.

Dans l'Annexe A.1.1, l'influence de la microstructure sur les manifestations d'usure est traitée. La présence de carbures ou d'amas de carbures de grande taille pourrait provoquer des entailles sur l'arête de coupe. La formation d'entaille est un phénomène lié à la rencontre entre l'arête et un carbure. Si l'arête de coupe n'est pas capable de couper le carbure ou de l'arracher de la matière, il peut se former une entaille sur l'arête. Ce phénomène est favorisé par la présence de gros carbures difficiles à couper ou à arracher de la matrice. Cela a une influence sur l'évolution de l'usure et donc des efforts de coupe. En effet, les entailles fragilisent l'arête et semblent accélérer l'usure de l'outil. Par conséquent, les efforts évoluent eux aussi plus rapidement.

L'évolution de l'effort  $F_p$  pendant la durée de vie de l'outil est représentée sur la Figure 2.8 pour 7 essais à  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr et  $a_p = 0.5$  mm sur deux lots de matière différents. Les deux lots de matière sont différenciés par la couleur des courbes. Les noms « galette » et « pièce massive » renvoient à la géométrie des échantillons (cf. Annexe A.1.1).

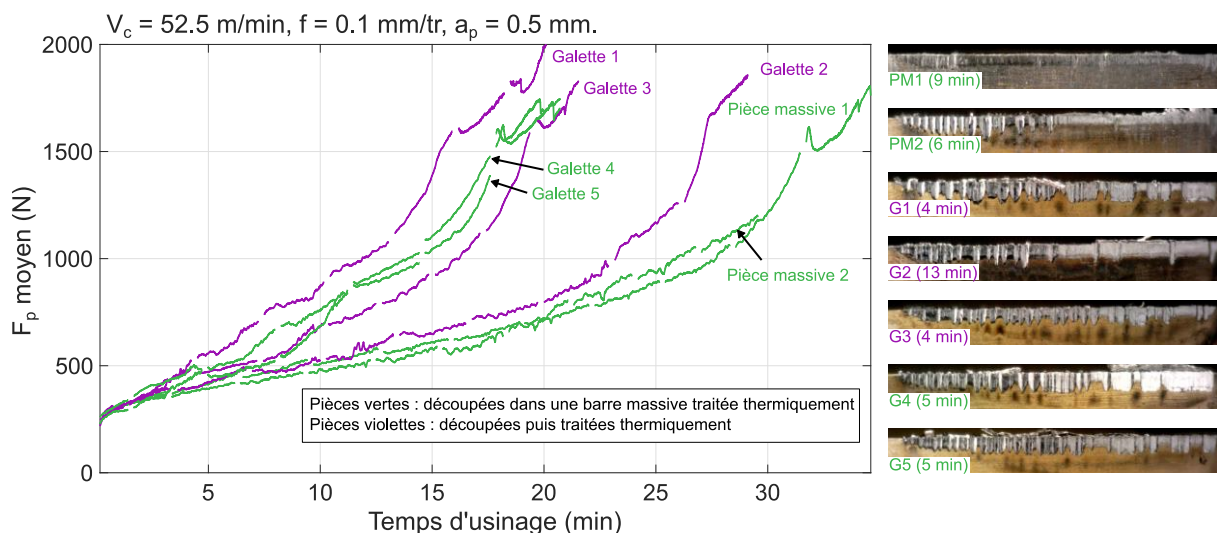


Figure 2.8. Evolution de l'effort de pénétration en fonction du temps d'usinage sur des échantillons issus de différents lots de matière - 7 essais à  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.

Sur la Figure 2.8, l'évolution de  $F_p$  présente une faible répétabilité à partir de la 3<sup>ème</sup> minute d'usinage. A droite de la Figure 2.8 les faciès d'usure en dépouille sont représentés pour chaque essai après quelques minutes d'usinage. La comparaison des faciès d'usure avec les pentes d'évolution d'effort permettent de dresser les constats suivants :

- Les faciès d'usure obtenus après quelques minutes d'usinage sur les essais G1, G2, G3, G4, G5 présentent des entailles sur toute la portion de l'arête de coupe engagée. Il en résulte une évolution plus rapide des efforts que sur les essais sur les pièces massives PM1 et PM2. Cependant, malgré la présence d'entailles lors l'essai G2, l'évolution des efforts de coupe pendant cet essai est comparable à celle observée pendant l'essai PM1 et PM2.
- Les faciès d'usure obtenus après quelques minutes d'usinage pendant les essais PM1 et PM2 ne présentent pas d'entailles ou bien uniquement dans la zone proche de  $\theta_{min}$ , là où l'épaisseur coupée est faible. Il en résulte une évolution des efforts plus lente.
- Les essais G2 et G3 sont réalisés consécutivement sur la même galette. Malgré des faciès d'usure comparables, la différence sur l'évolution des efforts de coupe pendant la durée de vie de l'outil est non négligeable.

En définitive, l'évolution de l'usure des outils est fortement dépendante du lot de matière. Il semblerait que la formation d'entailles sur l'arête de coupe pendant les premières minutes d'usinage provoque à la fois une réduction de la durée de vie de l'outil mais aussi une forte variabilité sur les durées de vie atteignable. Les essais pendant lesquels peu d'entailles se forment montrent une bonne répétabilité sur l'évolution de l'usure et des efforts de coupe (cf. Fig. 8 de l'article JMPT). La seule cause identifiée, à l'origine de la création d'entailles, est la présence de carbures de grande taille dans la microstructure de l'Inconel 718. Les résultats variables obtenus dans un même lot de matière supposent que la répartition des carbures dans les pièces est hétérogène. Ces observations constituent un obstacle au développement de modèles d'efforts de coupe robustes. Il serait intéressant d'étudier précisément la répartition des carbures dans une barre forgée pour confirmer les analyses précédentes. D'autres causes probables comme le gradient de taille des grains ou de dureté, dans la direction radiale des barres, sont écartées (cf. Annexe A.1.4).

### **2.5.2.2. Modélisation de l'évolution des efforts de coupe à partir de la mesure de l'usure en dépouille.**

Une des premières pistes explorées pour modéliser l'évolution des efforts de coupe pendant la durée de vie de l'outil est la mesure de l'usure en dépouille VB. Une analyse de l'évolution de VB pendant la durée de vie de l'outil est présentée en Annexe A.1.3. Cette analyse exploite les clichés d'usure en dépouille obtenus *in situ* au cours des essais d'usure présentés dans l'article JMPT au §2.4. De plus, les manifestations d'usure sont observées au microscope à balayage électronique en Annexe A.1.2.

Les mesures de VB se sont révélées inadéquates pour modéliser l'évolution des efforts de coupe pour diverses raisons pratiques :

- La mesure de VB nécessite d'interrompre la coupe pour pouvoir observer l'outil. Il n'existe aucune méthode de mesure de VB in-process. Le processus de mesure manuelle de VB allonge fortement la durée des essais. Par conséquent, la quantité de point de mesure est faible.
- L'adhésion de matière en face de dépouille rend complexe la mesure de VB.
- Le niveau de VB en fin de rodage est variable. A condition de vérifier que la pente d'usure pendant la zone d'usure contrôlée est bien constante, il est possible de modéliser l'évolution des efforts de coupe en fonction de la dérivée de VB. Ainsi, le problème lié au niveau variable de VB en fin de rodage disparaît.
- Les faciès d'usure peuvent présenter des entailles, de l'effondrement d'arête, une usure en dépouille non uniforme. La simple mesure de l'usure en dépouille maximum VB n'est probablement pas le meilleur critère pour modéliser l'influence de l'usure sur les efforts de coupe.

Pour ces raisons, l'évolution des efforts de coupe n'est pas modélisée en fonction de la mesure d'usure en dépouille dans ces travaux.

### **2.5.2.3. Perspectives pour la modélisation de l'effet de l'usure de l'outil sur les efforts de coupe**

L'étude de l'influence de l'usure sur les efforts de coupe, fondée sur la mesure de l'usure, reste intéressante mais nécessite d'aller plus loin dans la caractérisation de cette dernière. La variation d'effort au cours de l'usure est principalement liée à l'évolution de la géométrie de l'outil. Par exemple, l'usure en cratère modifie l'angle de coupe. L'usure en dépouille augmente la surface de frottement à l'interface entre l'outil et la pièce. L'usure de l'arête de coupe détériore l'acuité d'arête ( $r_\beta$  augmente). Ces paramètres géométriques ont une forte influence sur les efforts de coupe. Il serait intéressant de modéliser leur évolution avec l'usure et d'inclure ces variations de paramètres géométriques de l'outil dans un modèle d'efforts. Une piste pourrait être de déterminer un critère



caractérisant l'usure locale le long de l'arête et son effet sur les efforts locaux à partir de l'observation du faciès de dépouille. En revanche, les observations montrent que les faciès d'usure obtenus dans les mêmes conditions sont très variables. Cela compromet le développement d'un modèle généralisé de l'évolution de la géométrie de l'outil avec l'usure. De récents développements à ce sujet sont étudiés par Attanasio et al. (2020).

Il est plus simple de développer un modèle phénoménologique décrivant l'effet de l'usure sur les efforts de coupe en utilisant une grandeur cumulative. Il est préférable que cette grandeur puisse être mesurée continuellement pendant l'usinage sans arrêter le procédé. Dans les développements de cette étude, la longueur usinée, le volume de matière enlevé ou encore le temps d'usinage sont considérés. Les modèles développés se limitent à la phase de rodage et la zone d'usure contrôlée de l'outil. En effet, l'inflexion de mort d'outil est aléatoire. Dans un contexte industriel, il serait intéressant de développer le monitoring des procédés dans ce sens. La mesure systématique de l'évolution des efforts de coupe et d'une grandeur cumulative, couplées à de l'analyse de données pourraient permettre de construire une base de données de « scénarios possibles ». Les différents scénarios pourraient alors permettre de détecter l'usure précoce d'un outil, la variabilité des propriétés mécanique des pièces brutes à l'entrée de l'atelier d'usinage ou encore l'inflexion de mort d'outil.

## 2.6. Analyses complémentaires : Observation de la microstructure dans la ZAPU.

Des observations de la microstructure dans la ZAPU sont réalisées à l'issue des essais d'usure étagés présentés dans l'article JMPT au §2.4. Pour cela, des carottes sont extraites par électroérosion sur les différents paliers des galettes (cf. Figure 2.9). Les paramètres de coupe ainsi que les niveaux d'usure associés à chaque palier sont regroupés dans le Tableau 2.2.

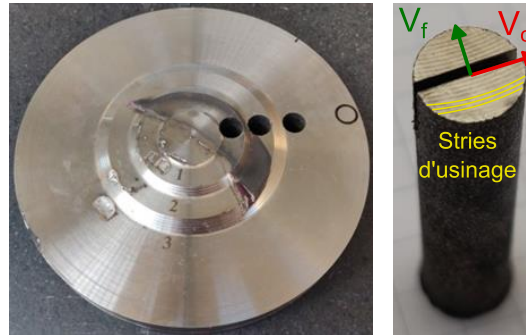


Figure 2.9. Carottage par électroérosion des galettes usinées pendant les essais d'usure étagés

Tableau 2.2. Conditions de coupe et d'usure associés à chaque palier des galettes.

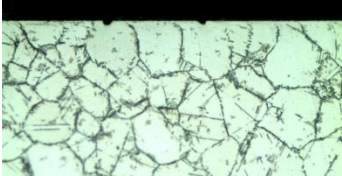
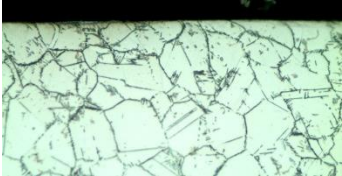
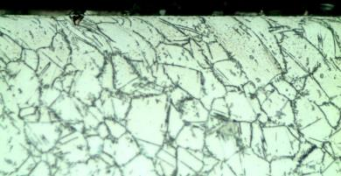
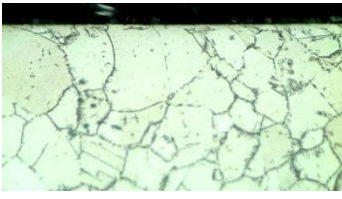
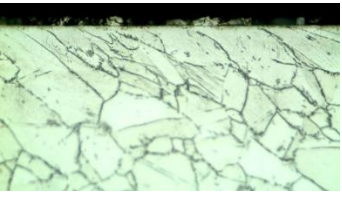
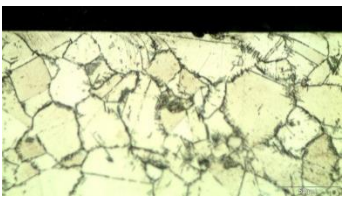
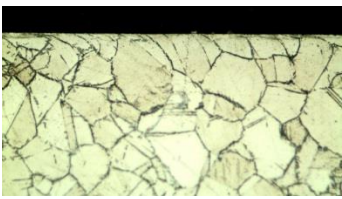
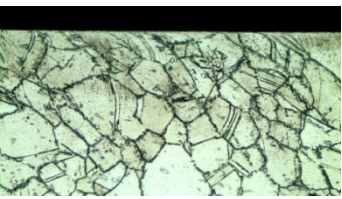
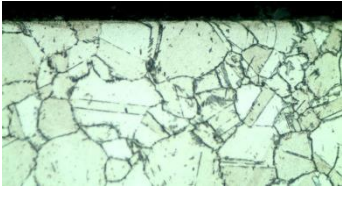
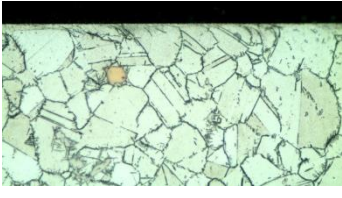
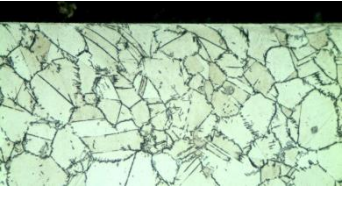
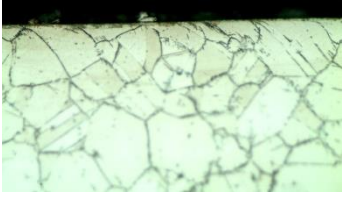

$V_c$ (m/min)	35	52.5	52.5	52.5	70
$f$ (mm/tr)	0.1	0.1	0.2	0.35	0.1
$a_p$ (mm)	0.5				
Step 1	$t_m = 5.2$ min VB = 0.13 mm	$t_m = 1.36$ min VB = 0.1 mm	$t_m = 0.68$ min VB = 0.09 mm	$t_m = 0.24$ min VB = 0.07 mm	$t_m = 0.44$ min VB = 0.1 mm
Step 2			$t_m = 7.03$ min VB = 0.16 mm	$t_m = 3.86$ min VB = 0.12 mm	
Step 3	$t_m = 47.7$ min VB = 0.3 mm	$t_m = 20.2$ min VB = 0.3 mm	$t_m = 11.5$ min VB = 0.3 mm	$t_m = 6.9$ min VB = 0.3 mm	$t_m = 8.83$ min VB = 0.29 mm

### 2.6.1. Modification de la microstructure dans la ZAPU dans la direction de la vitesse de coupe

Les micrographies de la ZAPU de chaque palier, dans la direction de  $V_c$ , sont regroupées dans le Tableau 2.3. Le vecteur  $\vec{V}_c$  est orienté de droite à gauche. Aucune trace de fortes sollicitations thermiques, sous la forme de recristallisation ou de couche blanche, n'est observée dans les échantillons.

Des traces de déformation plastique dans le sens de la vitesse de coupe sont observées proche de la surface usinée. Les joints de grains (JDG) proches de la surface ainsi que les limites de macles sont courbés sur une faible profondeur. De plus, des bandes de cisaillement (ou bande de glissement) (BDC) courbées sont observées à l'intérieur des grains (cf. Figure 2.10). Il semblerait que l'épaisseur de la couche déformée plastiquement augmente avec l'usure de l'outil. En effet, l'effort de coupe, tangent à la vitesse de coupe, augmente avec l'usure et peut être l'une des raisons de cette observation. Cependant, il est complexe d'évaluer précisément cette profondeur déformée plastiquement à partir des micrographies.

Tableau 2.3. Micrographie de la ZAPU dans la direction de la vitesse de coupe.

GROSSISEMENT x500		50 $\mu\text{m}$	$\leftarrow \vec{V}_c$
Essai	Outil Rodé	Fin usure contrôlée	Outil Usé
GA_ V <sub>c</sub> 35_f0.1			
GB_ V <sub>c</sub> 52.5_f0.1			
GC_ V <sub>c</sub> 52.5_f0.2			
GD_ V <sub>c</sub> 52.5_f0.35			
GE_ V <sub>c</sub> 70_f0.1			

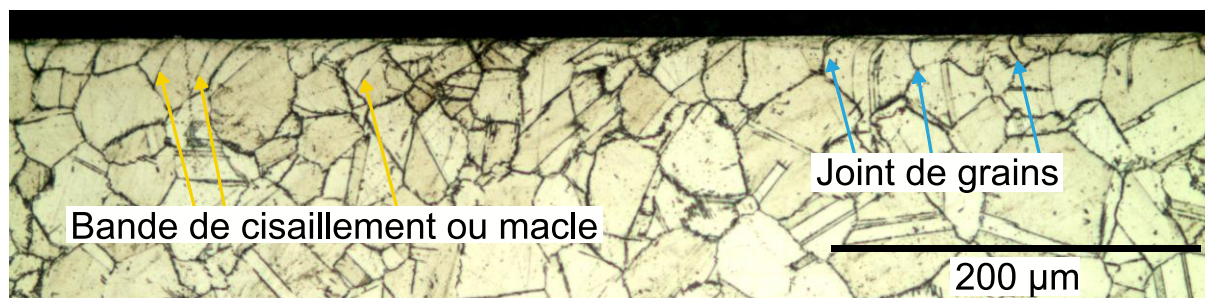


Figure 2.10. Déformation plastique dans la ZAPU - Galette C, Palier 2.

Pour déterminer la profondeur déformée plastiquement, la distance, entre la surface usinée et le début de la courbure observée, est mesurée sur plusieurs joints de grains (JDG), macles et bandes de cisaillement (BDC). Seuls les éléments initialement perpendiculaires à la surface usinée sont considérés pour la mesure. Les joints de grains complètement courbés ne sont pas pris en compte, car leur taille, trop faible, ne permet pas de rendre compte de la profondeur affectée. Un exemple de mesure est présenté en Figure 2.11.

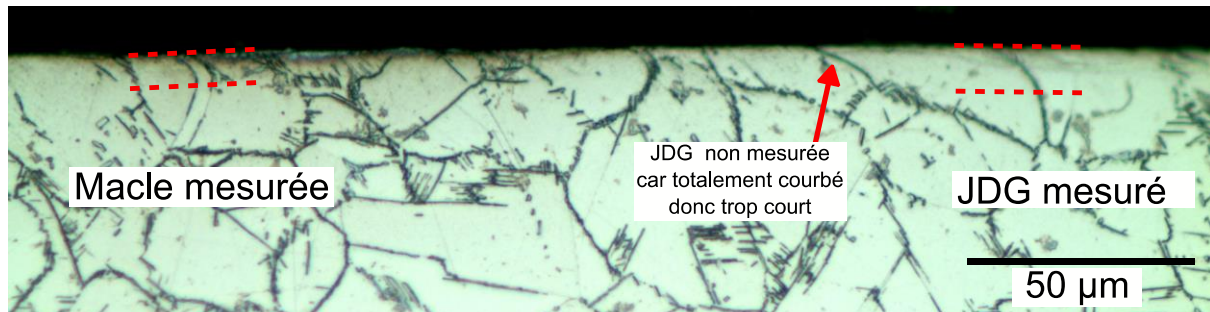


Figure 2.11. Mesure optique de la profondeur de la couche déformée plastiquement.

Les valeurs minimale et maximale mesurées sont relevées et résumées dans l'histogramme sur la Figure 2.12. La profondeur déformée plastiquement visible au microscope optique augmente avec l'usure. Comme pour les mesures de contraintes résiduelles, l'augmentation de la profondeur affectée jusqu'à la fin de la zone d'usure contrôlée est faible. Cette augmentation est plus marquée lorsque la fin de zone d'usure contrôlée est dépassée. Cette méthode de mesure est grossière et présente une erreur importante. Cependant, la même tendance que pour l'évolution des efforts de coupe et les mesures de contrainte résiduelles est retrouvée. L'intégrité de la ZAPU est fortement dégradée lorsque l'outil est utilisé au-delà de la zone d'usure contrôlée.

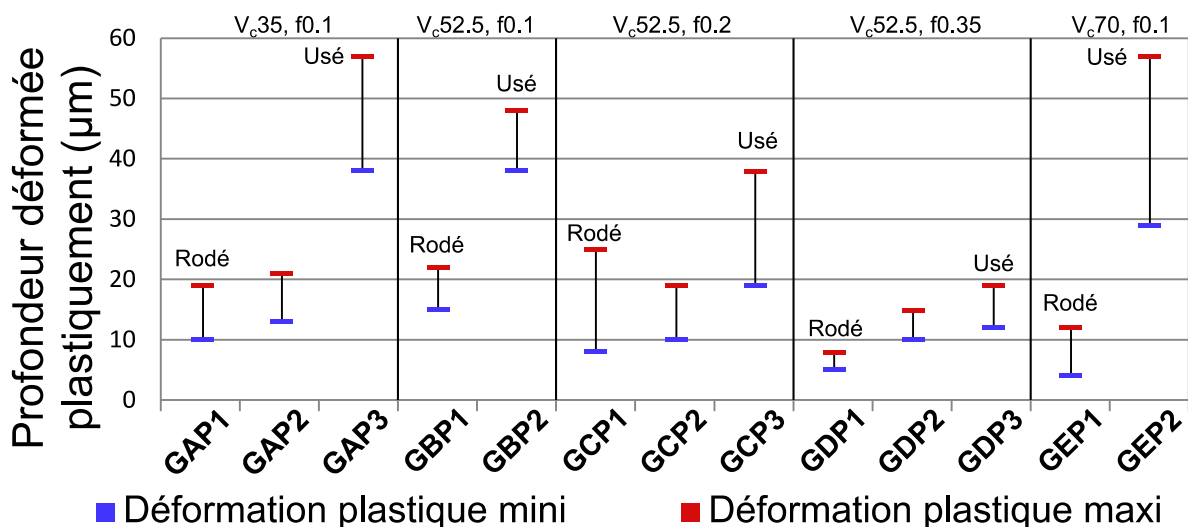
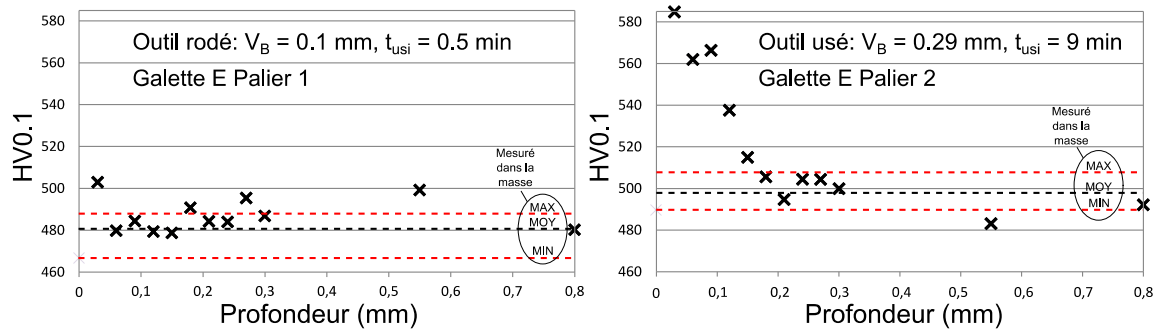


Figure 2.12. Extrema des mesures de profondeur déformée plastiquement dans la ZAPU en fonction des paramètres de coupe et de l'usure de l'outil - Mesure optique cf. §2.6.1.

Afin de mieux caractériser la profondeur déformée plastiquement, il est possible de réaliser des mesures de micro-dureté. Des tests sont réalisés pour déterminer les conditions d'essais à utiliser. L'utilisation d'un indenteur de type Vickers avec une masse de 100 g est adaptée à la mesure de filiations de dureté dans la ZAPU. Le résultat de mesure pour un outil rodé et un outil usé est représenté sur la Figure 2.13. Les traits en pointillés représentent le maximum, minimum et la valeur moyenne de 8 mesures entre les profondeurs 1 et 3 mm. Ils représentent la dureté du matériau dans la zone non affectée par l'usinage.



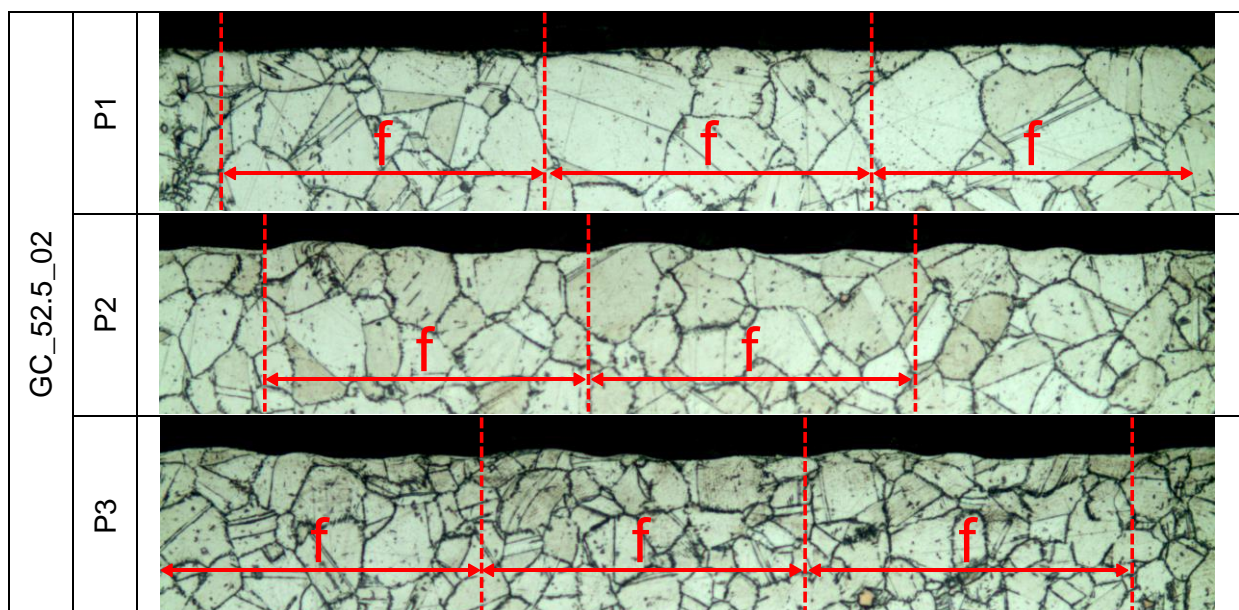
Le premier point de mesure est à 30  $\mu\text{m}$  de la surface usinée. Comme observé sur les micrographies dans le Tableau 2.3, l'outil rodé génère peu de déformation plastique dans la ZAPU (cf. Figure 2.13 gauche). L'essai de micro dureté ne permet pas de détecter un quelconque écrouissage de la matière. Un écrouissage important est mesuré lorsqu'un outil usé est utilisé (cf. Figure 2.13 droite). La dureté est plus élevée dans la ZAPU qu'à cœur. La dureté diminue avec la profondeur et retombe à au niveau de dureté dans la masse entre 0.15 et 0.2 mm. L'épaisseur de la couche écrouie mesurée par micro-dureté est 3 à 4 fois plus importante que celle mesurée visuellement sur les micrographies. La méthode de mesure visuelle présentée précédemment n'est donc pas adaptée pour caractériser la profondeur de la ZAPU.



### 2.6.2. Modification de la microstructure dans la ZAPU dans la direction d'avance

Des observations de microstructures dans la ZAPU sont réalisées dans la direction d'avance. La déformation plastique visible est bien plus faible dans cette direction (cf. Tableau 2.4). Des motifs répétitifs sont observés sur la surface usinée. Ces motifs sont espacés de la valeur de l'avance et correspondent probablement aux entailles présentes sur l'arête de coupe dans la zone génératrice de la surface usinée (cf. Figure 2.14).

Tableau 2.4. Micrographie de la ZAPU dans la direction d'avance.



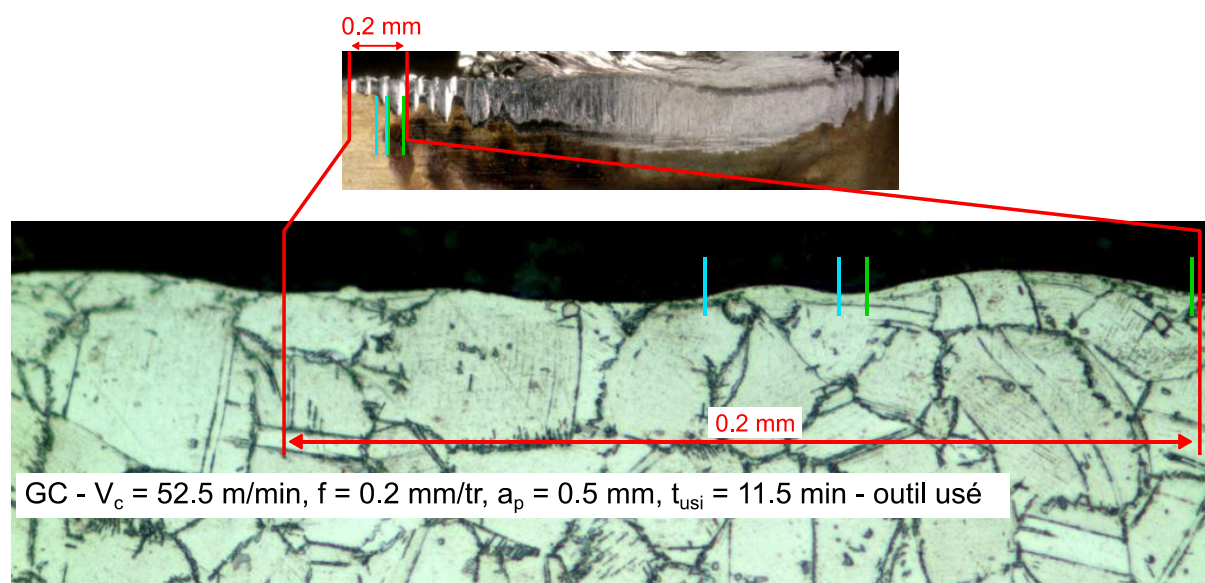


Figure 2.14. Correspondance entre le faciès d'usure en dépouille dans la zone génératrice (traits rouge) et le sillon laissé sur la pièce.

## 2.7. Bilan et perspectives

L'étude de l'usinabilité de l'Inconel 718 menée dans ce chapitre a permis d'une part, de développer un modèle d'efforts de coupe prenant en compte l'usure de l'outil, et d'autre part de caractériser l'intégrité de la ZAPU pour différents paramètres de coupe et niveau d'usure de l'outil.

Les nombreux essais d'usure réalisés mettent en évidence la sensibilité de l'usure de l'outil à la microstructure de l'Inconel 718. La formation d'entailles sur l'arête de coupe, probablement liée à la rencontre avec des carbures de grande taille, réduit la durée de vie de l'outil et rend complexe le développement d'un modèle d'efforts de coupe robuste. La maîtrise de la taille et de la répartition des carbures dans la matrice semble être un point critique de la chaîne du procédé. Cela se décide principalement pendant l'étape de conversion du lingot refondu, étape de forgeage pendant laquelle le lingot est transformé en une barre du diamètre souhaité.

Les efforts de coupe sont modélisés en utilisant une approche mécaniste. Avec l'objectif d'obtenir un modèle généralisable à toute opération de coupe, le terme d'usure est exprimé en fonction d'une grandeur cumulée mesurable continuellement pendant la coupe. La méthodologie expérimentale et numérique nécessaire pour identifier un tel modèle est simple à mettre en œuvre. En définitive, l'évolution des efforts de coupe est correctement modélisée pendant le rodage et la zone d'usure contrôlée de l'outil, qui représente la majorité de la durée de vie de l'outil. Les essais de répétabilité effectués ne sont pas toujours concluants, du fait de la problématique liée à la microstructure évoquée ci-dessus.

Deux perspectives d'amélioration sont identifiées pour rendre ce modèle plus robuste. Elles reposent sur la surveillance du procédé. Premièrement, le modèle présenté dans cette étude ne permet pas de modéliser l'apparition de l'inflexion menant à la mort de l'outil. Deuxièmement, pour chaque condition de coupe, le modèle ne peut prédire qu'une seule pente d'usure. Or l'évolution des efforts de coupe pendant la durée de vie de l'outil peut varier significativement en fonction des manifestations d'usure. Le développement de la surveillance du procédé par la simple mesure des efforts de coupe et d'une grandeur cumulée, comme le temps d'usinage ou le volume de matière coupé, pourrait permettre de rendre le modèle plus adaptable. La capitalisation des mesures sur de nombreux essais permettrait de créer une base de données des différents scénarii d'évolution des efforts possibles.

L'intégrité mécanique et métallurgique de la ZAPU est caractérisée pour différents paramètres de coupe et niveaux d'usure. Premièrement, les observations microstructurales montrent l'absence de fortes sollicitations thermiques dans la ZAPU. Deuxièmement, l'intégrité mécanique de la ZAPU est significativement affectée par l'usure de l'outil lorsque la zone d'usure contrôlée est dépassée. Pendant la période de rodage et d'usure contrôlée de l'outil, l'intégrité de la ZAPU évolue moins spectaculairement. Il est donc recommandé de développer une méthode permettant de détecter la fin de la zone d'usure contrôlée à partir de laquelle l'intégrité de la ZAPU est fortement dégradée. La méthode de surveillance du procédé évoquée ci-dessus est envisageable. L'analyse qualitative des mesures de contraintes résiduelles dans la ZAPU permet de dresser les conclusions suivantes, dans le cas de l'Inconel 718 :

- Avec un outil neuf, l'augmentation de la vitesse de coupe tend à réduire la profondeur de la zone affectée et l'amplitude du profil de CR. L'augmentation de l'avance tend à réduire, la profondeur et la valeur du pic de compression, et à augmenter la contrainte de traction en surface. Il est possible d'obtenir des contraintes de compression en surface en utilisant une faible avance et une vitesse de coupe élevée. En revanche, cela n'est vrai que pendant une courte période, car l'usure de l'outil tend à créer des contraintes de traction en surface.

- Avec un outil usé, la profondeur de la ZAPU est multipliée par 4. Dans le même temps, la contrainte en surface, la profondeur et la valeur du pic de compression augmentent significativement. Comme pour un outil neuf, l'augmentation de l'avance tend à réduire l'amplitude du profil. En revanche, l'augmentation de la vitesse de coupe a l'effet inverse.

Les observations expérimentales présentées dans ce chapitre sont utilisées dans le chapitre suivant pour caractériser et quantifier l'influence respective des CR d'usinage et des efforts de coupe sur l'apparition de défauts géométriques en finition sur des pièces minces.



# Chapitre 3

## **3. Observation et quantification de l'influence respective des phénomènes responsables de défauts géométriques.**

3.1. Introduction .....	94
3.2. Analyse préliminaire : Mesure de distorsions sur la face non usinée.....	95
3.3. Article publié dans JMP : Quantification de l'influence respective des CR d'usinage et de la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage sur les défauts géométriques.....	96
1. Introduction .....	97
2. Scientific approach and experimental procedure.....	98
3. Study of geometrical errors resulting from machining induced residual stresses - Stiffened disc	105
4. Study of geometrical errors resulting from workpiece elastic deformation and machining induced residual stresses - Free disc.....	107
5. Conclusions .....	113
3.4. Analyse complémentaire : Traitement des résultats de mesure laser .....	116
3.5. Analyse complémentaire : Relation entre les distorsions et les CR introduites dans la ZAPU	118
3.6. Bilan et perspectives.....	128

### **3.1. Introduction**

Le deuxième volet de la thèse concerne l'observation et la quantification de l'influence respective des phénomènes responsables de distorsions. Ces derniers interviennent simultanément pendant la coupe et il est complexe de découpler leurs effets. Les défauts géométriques observés sur la pièce finie sont donc une superposition d'effets liés à chacun des phénomènes. L'étude des défauts géométriques pouvant apparaître pendant l'usinage de pièces minces est un sujet actuel et traité dans la littérature (cf. §1.1). En revanche, la démonstration de l'influence des contraintes résiduelles d'usinage sur la déformation des pièces ne fait pas l'objet d'un consensus dans la communauté scientifique et reste très peu abordée. Les développements présentés dans ce chapitre visent notamment à établir si les contraintes résiduelles d'usinage introduites dans la ZAPU peuvent générer des distorsions non négligeables par rapport aux autres phénomènes. Cette étude permet de justifier ou non le développement de stratégies de modélisation et de compensation de l'effet des contraintes résiduelles d'usinage dans le cadre de la simulation du procédé d'usinage.

Pour cela, un dispositif expérimental spécifique ainsi qu'une méthodologie de découplage des phénomènes sont largement détaillés dans l'article JMP au §3.3. L'analyse des données mesurées par les capteurs lasers font l'objet de nombreux développements qui sont explicités au §3.4. Les algorithmes de traitement de données y sont présentés de manière synthétique. Enfin, une analyse mécanique du problème étudié est développée au §3.5 afin d'établir une relation entre les contraintes résiduelles d'usinage, introduites dans la ZAPU, et les distorsions mesurées pendant les essais.

### 3.2. Analyse préliminaire : Mesure de distorsions sur la face non usinée.

Des essais préliminaires de dressage sur un disque mince sont réalisés. L'outil est identique à celui utilisé au chapitre précédent. Le disque est maintenu en position, proche de son centre (cf. Figure 3.1). Le reste du disque est libre de se déformer pendant l'usinage. Des capteurs de position à courant de Foucault sont placés sur la face arrière du disque. Ils sont fixes et disposés à des positions diamétralement opposées proches du diamètre extérieur (cf. Figure 3.1). Le premier est sur la trajectoire de l'outil, le deuxième est le plus éloigné possible de l'outil. De cette manière, le deuxième capteur mesure le battement circulaire axial pendant l'usinage dans une zone où le disque est peu déformé élastiquement sous l'effet des efforts de coupe. L'évolution du battement circulaire axial mesuré par le capteur 2, pendant trois passes de dressage successives, est tracée sur la Figure 3.1. Le battement est mesuré à chaque tour de broche comme étant la différence entre le maximum et le minimum du profil mesuré par le capteur 2. Ce battement augmente pendant l'usinage. En plus de ce voile, le disque se déforme en forme de bol ce qui n'est pas visible par mesure du battement circulaire axial (cf. Figure 3.2).

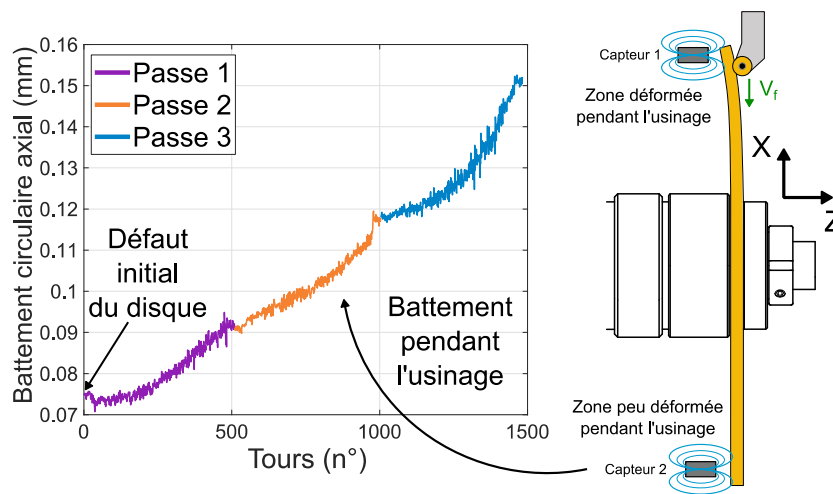


Figure 3.1. Evolution in-process du battement circulaire axial proche du diamètre extérieur du disque causé par l'introduction de CR d'usinage dans la ZAPU et le rééquilibrage des CR pré-usinage -  $V_c = 35$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.

Etant donné qu'aucune matière n'est enlevée sur la face arrière du disque, les distorsions observées sur cette face sont attribuées à l'introduction de CR d'usinage et au rééquilibrage des CR pré-usinage. Ce sont ces observations réalisées au début de l'étude qui motivent la mesure du défaut géométrique sur toute la face arrière avec des capteurs laser pour découpler les distorsions liées aux CR.

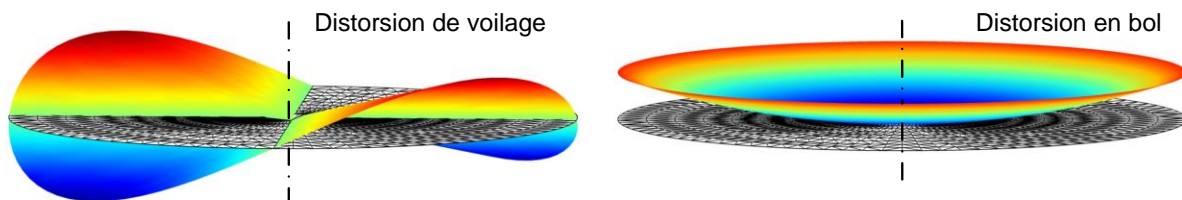


Figure 3.2. Deux modes de distorsion liés à l'introduction de CR d'usinage et au rééquilibrage de CR pré-usinage.

La procédure de fabrication des disques et le contrôle initial de leur géométrie sont détaillés en Annexe A.2.3.

### 3.3. Article publié dans JMP : Quantification de l'influence respective des CR d'usinage et de la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage sur les défauts géométriques.

Study of phenomena responsible for part distortions when turning thin Inconel 718 workpieces

Journal of Manufacturing Processes

Bastien Toubhans <sup>a,b</sup>, Fabien Viprey <sup>a</sup>, Guillaume Fromentin <sup>a</sup>, Habib Karaoui <sup>b</sup>, Theo Dorlin <sup>b</sup>

a: Arts et Metiers Institute of Technology, LABOMAP, UBFC, HESAM Université, F-71250, Cluny, France

b: SAFRAN S.A., Research & Technology Center, F-78772, Magny-les-Hameaux, France

<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.11.007>

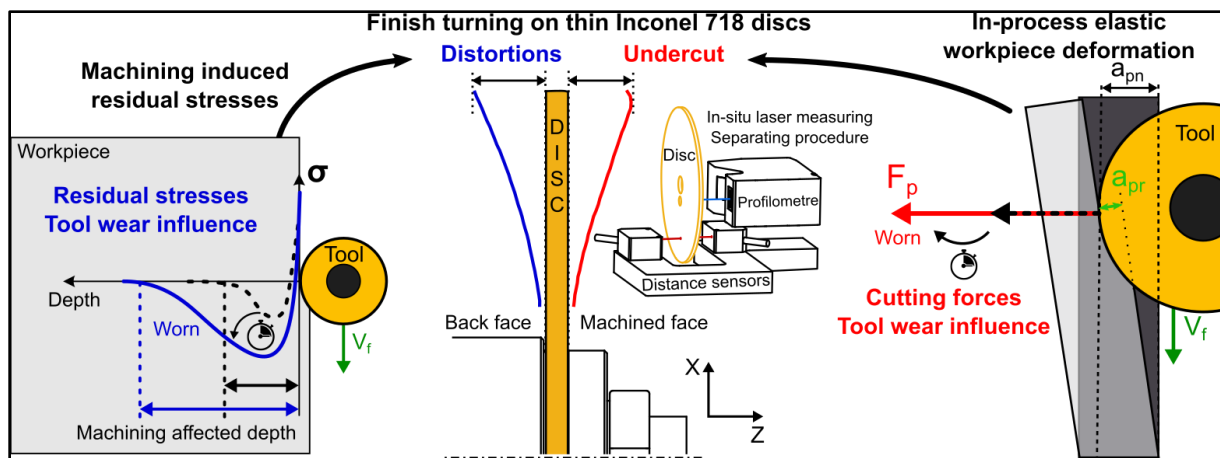


Figure 3.3. Résumé graphique de l'article JMP.

#### Abstract

Machining thin workpieces is a challenging task as geometrical errors may result from the combination of several phenomena. Among these, elastic workpiece deformation and machining induced residual stresses may be predominant sources due to low part stiffness. There is a lack of studies trying to quantify the influence of machining induced residual stresses on the total geometrical errors. A thorough experimental methodology is developed to quantify the influence of both phenomena separately. The proposed methodology can also be used to quantify the geometrical errors linked to clamping or stress rebalancing following material removal. The case study is the finish turning of thin Inconel 718 workpieces using carbide tools. In the studied case, machining induced residual stresses are responsible 3 to 32 % of the total geometrical errors depending on tool wear and cutting parameters.

#### Keywords

Part Distortion; Residual stresses; Elastic deformation.

## 1. Introduction

The constant pursuit of weight reduction in the aeronautic sector creates new challenges for manufacturers. Indeed, working on thin workpieces increases the risk of geometrical errors during the finishing operations which may lead to the scrapping of high added value parts.

Several potential causes of inaccuracy in machining are listed by Ramesh [1], [2]. Among those, five phenomena have a prominent role when dealing with low stiffness workpieces. Three of these are linked to workpiece elastic deformation and manifest as modification of the removed material amount. Indeed, low stiffness workpieces tend to vibrate and statically deform when load is applied, either during clamping or cutting. The two other phenomena responsible for geometrical errors are linked to the workpiece stress equilibrium. This equilibrium is disturbed by material removal and the introduction of machining induced residual stresses. The inaccuracy often is the result of combined phenomena. A challenge is to quantify the respective influence of each phenomenon for later be able to anticipate and compensate their effects.

Quantifying the effects of elastic deformation is relatively easy. Indeed, workpiece deformation during cutting or clamping results in local undercut or overcut. Measuring these errors is then possible by comparing the initial and final part thickness by means of basic measuring instruments, distance sensors, coordinate measuring machines (CMM) or form measuring machines. Recently, Rebergue [3] used Digital Image Correlation (DIC) in order to measure part distortion *in situ* on large workpieces. The cutting force related undercut is largely studied in the field of turbine blade machining where variable stiffness and material removal rates along the tool path are problematic [4], [5]. The clamping related deformations are minimised by developing intelligent fixture devices [6]. The residual stress related phenomena are more challenging to separate and quantify.

In the aeronautic sector, where structural parts are subject to high removal rates, the effect of residual stresses present in the material prior to machining is an important subject. This field of study is demanding for methodologies to determine stress distribution due to elaboration processes. Chatelain [7] studies the effect of different stress distributions in raw aluminium bar stock on the final part distortion after deep pocket milling. A CMM is used to check part distortions. The longitudinal deformation is directly linked to the initial stress distribution. The authors use neutron diffraction method to measure stress distribution through the stock thickness. Richter-Trummer [8] uses the layer removal method to measure stress distribution. These measurements are validated by X-ray and neutron diffraction. Machining induced residual stresses are not studied. Indeed, thermomechanical loads are deemed moderate in the case of high speed machining of aluminium. Schulze [9] uses a simplified approach to introduce controlled plastic deformation into specimens by bending. The stress distribution is then computed by finite element method (FEM) simulations.

In these studies, the effect of machining induced residual stresses is evoked but not clearly quantified. In the case of aluminium, it is often neglected. However, subsurface residual stresses arising from plastic deformation during cutting may be relevant in the case of thin workpieces. Huang [10] studies the respective effect of stress rebalancing following material removal and subsurface stress introduction after deep pocket milling in aluminium. By chemically eroding the surface of the finished part, the machining affected zone is removed and the part distortion resulting from this material ablation is subtracted to the total deviation. In this case, machining induced residual stresses are responsible for 10% of the total part distortion. Masoudi [11] studies the effect of machining induced residual stresses by using workpieces with low stress levels prior to machining. To do so, a special heat treatment is applied to the workpiece before machining to reduce initial stress levels. Yang [12] studies the only effect of machining induced residual stress by mean of FEM simulations. The authors introduce experimentally measured subsurface stress distributions in a refined mesh to

assess their effect on distortion. The related distortion increases with the magnitude of residual stresses and the heterogeneity of their distribution under the machined surface.

It appears that all phenomena responsible for part distortions during machining are studied in the literature. However, it is rather complex to separate their respective influence. Additionally, depending on the material and cutting parameters considered, certain phenomena may grow in importance.

When machining nickel based alloys such as Inconel 718, Thakur [13] gathers research findings in a review depicting how cutting conditions may influence cutting forces and surface integrity. Moreover, Sharman [14] and other researchers find that the most influent parameter on surface integrity and cutting forces is tool wear. On the one hand, cutting forces increase with tool wear. The rise may potentially reach up to a factor 5 over a standard tool life as shown by Arrazola [15] in turning. Especially the passive cutting force, normal to the machined surface, which is the major responsible for elastic workpiece deformation. A common interpretation is the important ploughing effect linked to adhesion related phenomena and the rubbing of the tool on the machined surface. The decrease in cutting edge sharpness and clearance angle associated with wear progression favour these two phenomena according to Grzesik[16] findings. On the other hand, machining induced residual stresses are also dramatically influenced by tool wear as observed by Sharman [14]. Tool wear tends to increase the affected depth and the magnitudes of tensile stresses at the surface and compressive subsurface stresses. The machining induced residual stresses are resulting from the thermal and mechanical inputs during cutting. Masoudi [11] establishes correlations between surface integrity and cutting forces or temperature in the cutting zone. To do so, residual stress profiles are measured by X-Ray Diffraction (XRD) and the surface areas covered by the stress curves along the measured depth are computed. Although clear trends are observed, it is risky to compare global measurements (force and temperature) with local ones (residual stresses). In this study, an increase in cutting forces or cutting temperature leads to more severe stress profiles. Sharman [14] correlates the increase in passive cutting force levels with the increase in depth of maximum compressive stress. To sum up, machining induced residual stresses are widely studied but their influence on geometrical errors is under-explored.

This research work focuses on two phenomena responsible for geometrical errors during turning of thin Inconel 718 workpieces: the machining induced residual stresses and the workpiece elastic deformation during cutting. The aim is to quantify their respective influence on the total geometrical errors. To do so, a decoupling experimental procedure is developed. A first turning configuration aiming at solely inspecting the effect of machining induced residual stresses is presented. The effects of cutting conditions and tool wear on part distortions are assessed. Then, a second configuration is designed to observe both phenomena simultaneously. Thereafter, a methodology to separate and quantify their respective influence is proposed.

## **2. Scientific approach and experimental procedure**

### **2.1. Scientific approach**

This study focuses on the turning of low stiffness workpieces made of Inconel 718. The application is the contour turning, using round tools, of high added value aeronautic parts such as bladed discs or turbine discs.

In this section, an experimental procedure aiming at separating the influence of phenomena responsible for geometrical errors is presented. The tests are conducted on a thin disc shaped plate designed to represent the typical problematic shapes encountered when contouring thin workpieces.

Face turning operations are performed in order to reduce the disc thickness. The goal is to measure the geometrical errors evolution at each step of the process.

The main challenge is that phenomena responsible for geometrical errors manifest simultaneously during material removal. The different types of distortions are illustrated in Fig. 1. On the one hand, workpiece elastic deformation during cutting manifests as undercut. As the part is pushed away from the tool due to cutting forces, less material is removed. The workpiece elastic displacement is noted  $d_w$ , the real depth of cut  $a_{pr}$  and the nominal depth of cut  $a_{pn}$  in Fig. 1. On the other hand, stress equilibrium modifications manifest as changes in shape such as warping and cupping.

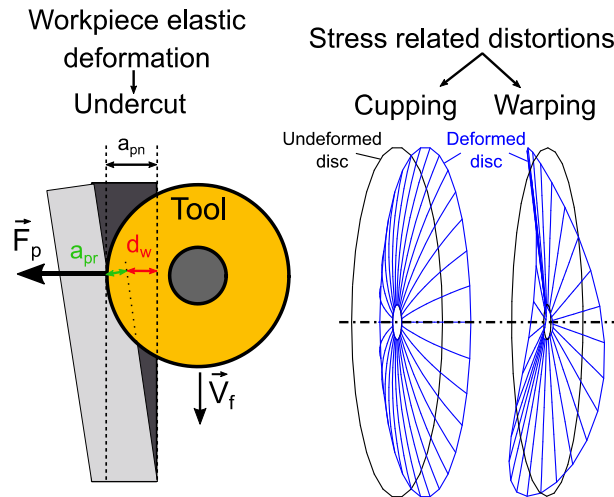


Fig. 1. Different types of geometrical errors related to elastic workpiece deformation and machining induced residual stresses.

The core principle of this experiment is that part distortions observed on the non-machined back face of the disc, where no material is removed, are only linked to stress equilibrium modifications during cutting. As a consequence, measuring both disc faces geometry allows separating the phenomena responsible for geometrical errors. Furthermore, distortions observed on the disc back face are linked to two phenomena modifying stress equilibrium: The introduction of machining induced stress under the machined surface and the rebalancing of residual stresses present in the material prior to machining following material removal. In order to separate the two, it is possible to use stress free specimen by applying appropriate heat treatment prior to machining. In addition, combining the measurements on both faces gives information on the disc thickness and then on the undercut defect.

## 2.2. Experimental procedure

*Material* - The material used in this study is Inconel 718. The discs are manufactured from round bar stock heat treated to 45 HRC. The raw discs are cut by wire electrical discharge machining and then lapped. The lapping process removes the heat affected zone of the previous operation and enhances the geometrical property. The average total axial run-out measured on the finished discs is 32  $\mu\text{m}$ . The discs are 137 mm in diameter and 3 mm in thickness.

*Cutting tool* - The cutting operation is performed by using round coated carbide tools with a 4 mm nose radius. The clearance angle, rake angle and inclination angle are respectively equal to 7°, 0° and 0° once mounted on the tool holder. Flood cooling conditions are applied using a water based mixture containing 5% of oil.

*Laser measuring procedure* - In order to measure the workpiece geometry *in situ*, a specific experimental set-up, pictured in Fig. 2, is developed. The laser technology is chosen as it provides three key advantages: compactness, contactless measurement and sufficient depth resolution. Two laser distance sensors (Micro-Epsilon, ref: optNCDT 1420-ILD10) are mounted facing each other on

a U-shaped plate as illustrated in Fig. 3(a). Each sensor is used to measure shape modifications and displacements on its respective disc face. Combining the two measurements gives information on the local disc thickness. Moreover, a laser profilometer (Keyence, ref: LJ-V7060) is added to the fixture in order to measure the machined surface. Its higher radial resolution gives more information on the machined surface topography.

The measurements are performed inside of the machine between each turning pass. Hence, the laser fixture needs to be easily mounted and dismantled. To this end, the fixture includes a VDI tool holder so it is mounted to the X axis table of the lathe with an evaluated positioning repeatability equal to  $8\ \mu\text{m}$  with a maximum error of  $20\ \mu\text{m}$ . Consequently, the fixture moves along the X and Z-axis of the machine in order to scan the disc as pictured on Fig. 3(a).

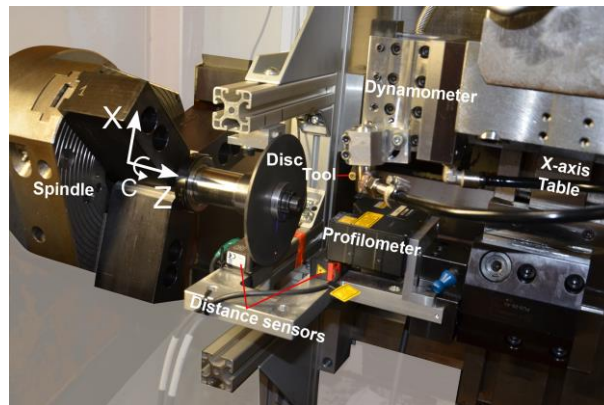


Fig. 2. Experimental set-up for turning and measuring disc geometry.

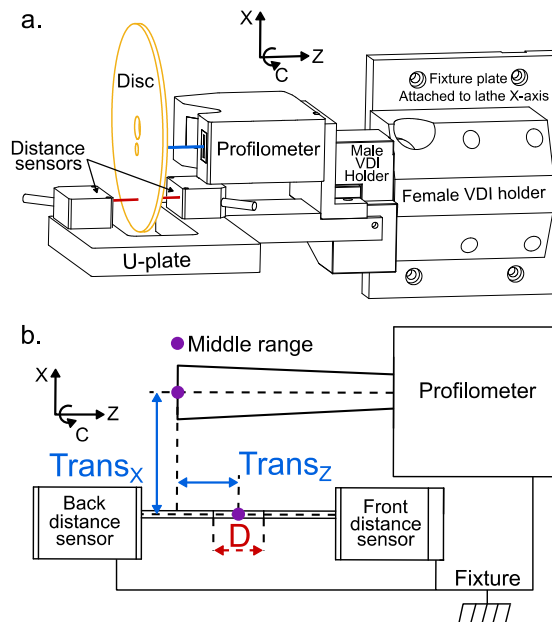


Fig. 3. In situ disc measuring system - a. Laser fixture 3D model - b. Characteristic distances.

The laser measurements are carried out following the flowchart presented in Fig. 4. Firstly, the relative positions of each laser are measured. This way, absolute measurements performed in the machine coordinate system (MCS) are reconstructed in the workpiece coordinate system (WCS). Three characteristic distances are necessary:  $Trans_x$ ,  $Trans_z$  and  $D$  as shown in Fig. 3(b).  $Trans_x$  and  $Trans_z$  are the X and Z-components of the distances between the middle of the ranges of the



profilometer and the front distance sensor.  $D$  is the centre of the distance between the beginnings of the two distance sensors ranges. It allows computing the local thickness  $t$  in Eq. 1.

$$t(r, \theta) = D - (d_{back}(r, \theta) + d_{front}(r, \theta)) \quad (1)$$

Where  $d_{back}$  and  $d_{front}$  are the raw distance sensors measurements. To measure those distances, a datum sphere is *in situ* scanned along the X-axis by all three sensors. The measured circles are associated with least-square circles. By comparing the centre positions in the MCS, the distances  $Trans_z$ ,  $Trans_x$  and  $D$  are deduced (cf. Fig. 3).

Secondly, a stationary reference is scanned with the laser profilometer in order to cancel resetting error when mounting the fixture. This way, absolute comparison can be done between measurements at different stage of the process, e.g. before and after a machining operation. Lastly, the front and back faces of the disc are scanned thanks to the combination of the X-axis translation and the spindle rotation, *i.e.* the scanning is achieved in a polar system as shown in Fig. 4.

The distance sensor measurements are performed by continuous acquisition during a full spindle turn at constant speed. This operation is repeated at numerous radial positions (Fig. 4(b)). The raw data consists of 37 circles at different radial positions. The lowest radial position accessible to the distance sensors is 32 mm. The profilometer measurements are performed by synchronising the acquisition with the spindle position. This is done by using trigger impulsions controlled by synchronous actions set into the 840D Siemens CN. The profilometer gather distance information along a 16 mm line as pictured in Fig. 4(a). Four radial positions are sufficient to scan the entire surface of the disc. The raw data consists of 360 radial profiles. The authors encourage the reader to consult the online version for video material detailing the measurement procedure.

After extensive data treatments, the 3D-topographies of the machined surface, back-face and disc thickness are mapped in the WCS as pictured by the coloured height map in Fig. 4.

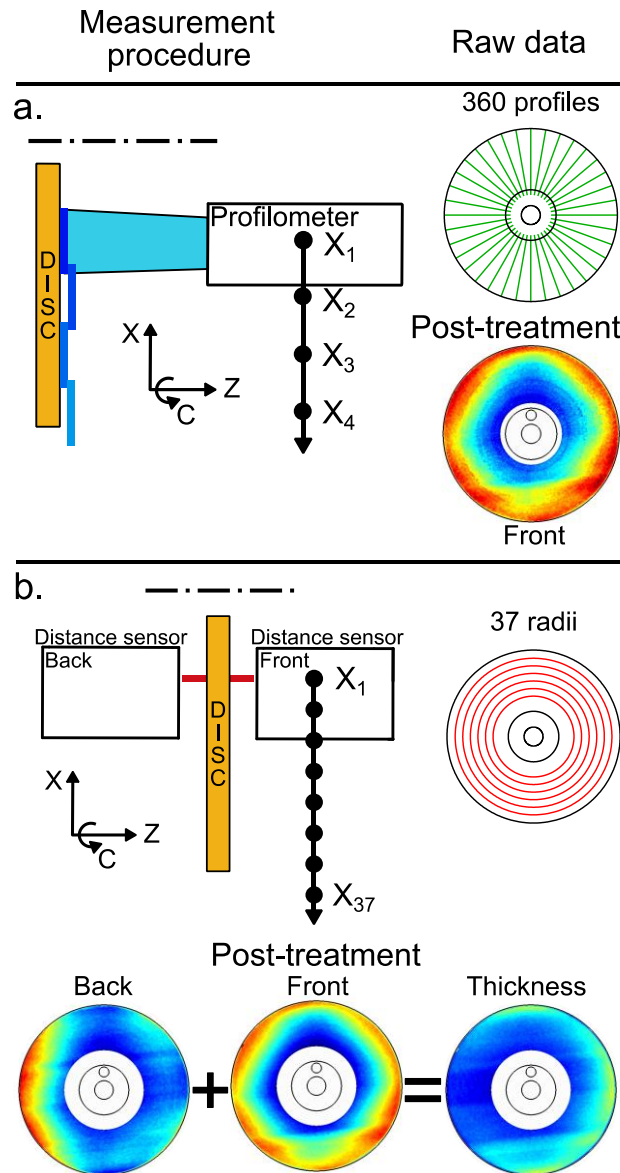


Fig. 4. Laser measuring procedure- a = Profilometer - b = Distance sensors

In this study, the geometrical errors linked to thermal expansion, vibrations, equilibrium rebalancing following material removal, machine accuracy, tool elastic deformation and elastic deformation during clamping are controlled. These phenomena are negligible compared to the two studied phenomena. The flood cooling conditions ensures that the workpiece stays at ambient temperature so the thermal expansion related distortions are marginal. The discs are heat treated in order to reduce the initial residual stresses level prior to machining. This treatment consists in maintaining the discs at 600 °C for 2h. A verification test is performed by carefully grinding a slot along one radius of a disc. The total axial run-out is measured using a form-measuring machine, before and after slitting. The variation in total axial run-out is less than 10  $\mu\text{m}$ . A ballbar test (Renishaw, ref: QC20-W) is conducted to control the in-temperature machine geometry. The structural loop geometry in the volume of interest is accurate enough to neglect the machine geometry induced errors. The cutting tool and tool holder assembly stiffness is simulated by FEM. The tool tip elastic displacement is under 3  $\mu\text{m}$  in the  $Z$  direction in the range of cutting forces reached during the tests. Finally, the low flatness error on the discs ensures negligible clamping deformation.

Clamping deformation and equilibrium rebalancing following material may be important phenomena in certain conditions. In this study, these two phenomena are minimised. However, the previously presented procedure is fit to observe their effects. This research work focuses on machining induced residual stresses and workpiece elastic deformation during cutting. In order to separate the respective influence of each phenomenon, two machining configurations are developed and presented in the next two sections.

### 2.3. Configuration 1- Stiffened disc

In the first configuration, the disc is clamped on a shaft and supported on its back face by a stiff flange as shown in Fig. 5. Consequently, elastic workpiece deformation during cutting is almost entirely cancelled. The objective is to solely observe part distortions linked to machining induced residual stresses. The plastic deformation induced in a thin layer under the machined surface creates residual stresses. Upon removal of the stiff flange, this residual stress field creates a bending momentum resulting in the workpiece deflection. The experimental process is detailed in Fig. 5. The disc is set-up on the shaft and the precision front lock nut is tightened with consistent torque (40 N.m). A first laser measurement cycle previously detailed in Fig. 4b is performed to scan the initial disc geometry, *i.e.* back and front face form and disc thickness. The stationary reference surface is the front-plane of the surface ground washer. The stiff flange, which is retractable, is set against the disc back face by tightening the back lock nut. Another front face scan is carried out (cf. Fig.4a) to check the deformation during clamping. Then, three face turning operations are performed with a 0.5 mm nominal depth of cut to reduce the disc thickness by half. The machined surface is measured after each pass with the profilometer to check for part distortion. Additionally, cutting forces are measured during the cutting tests using a piezoelectric dynamometer (Kistler, ref: 9121) and a charge amplifier (Kistler, ref: 5019). Tool flank wear facies are acquired *in situ* with a digital microscope after each pass to avoid disassembling the tool. The face turning begins at the diameter 137 mm and finishes at 64 mm during the first pass. Then, for the second and third pass, the tool is disengaged at the diameter 66 and 68 respectively. This is to avoid a rapid chip load increase at the end of the current pass due to uncut material at the end of the previous pass. After the third pass, the stiff flange is removed. Then, a last measuring procedure is performed to characterise the disc geometry after the machining process. Part distortions linked to machining induced residual stresses are observed by comparing the disc geometry during laser cycle 1 and 6 on Fig. 5.

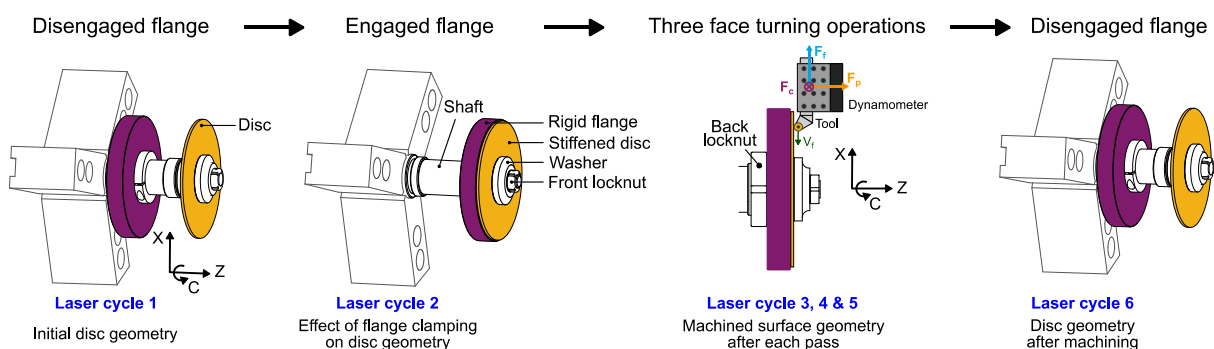


Fig. 5. Measuring procedure and machining steps - Stiffened disc configuration N°1.

This configuration allows observing part distortions solely linked to machining induced residual stresses. In the next section, a second configuration is developed to also observe geometrical errors linked to elastic workpiece deformation during cutting.

## 2.4. Configuration 2- Free disc

In this second configuration, the disc is clamped on a shaft and free to elastically deform during cutting as shown in Fig. 6. Thus, the depth of cut is variable along the pass contrary to the first configuration. The aim is to observe both phenomena simultaneously. And finally to separate their respective influence on the total geometrical errors. To do so, the disc thickness is measured with both laser distance sensors to determine the local undercut defect linked to elastic deformation. Additionally, the disc back face is scanned to check for shape evolutions due to machining induced stresses.

The experimental process is detailed in Fig. 6. The disc is set-up on the shaft. Similarly to the first configuration, a laser cycle is performed with the locknut firmly tightened to assess the initial disc geometry. The stationary reference surface is still the front-plane of the surface ground washer. Then, three face turning operations are performed with a 0.5 mm nominal depth of cut. The face turning begins at the diameter 137 mm and finishes at 49 mm during the first pass. Then, the tool is disengaged at the diameter 51 and 53 respectively for the second and third pass for the same reason evoked in section 2.3. The difference in diameter range in the two configurations is explained by the use of a larger diameter washer in the first configuration in order to tighten the disc against the stiff flange. A laser cycle is performed after each pass. Cutting forces and tool wear facies are also acquired during the experiments.

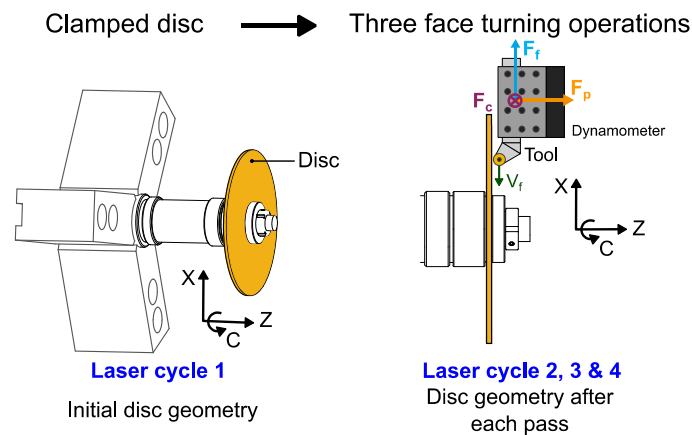


Fig. 6. Measuring procedure and machining steps - Free disc configuration N°2.

In the next two sections, the two configurations are tested. The studied phenomena are thoroughly observed and analysed. In the last section, the methodology detailed in section 2.1 is applied to separate the effect of elastic workpiece deformation and machining induced residual stresses on geometrical errors.

### 3. Study of geometrical errors resulting from machining induced residual stresses - Stiffened disc

In this section, the effect of machining induced residual stresses on part distortion is studied. Different cutting conditions and tool wear levels are tested.

#### 3.1. Experimental conditions

The experiment involves machining tests on 6 discs with different conditions summed up in Table 1. The cutting conditions are consistent with semi finishing and finishing conditions identified in [17]. The tests consist in 3 consecutive face turning passes. The average disc thickness and total axial run-out are displayed in Table 1, before and after machining. Moreover, the total machining time and maximum flank wear level  $VB$  reached after three passes are displayed. A different cutting insert is used for each disc. For the discs E and F, the tools are worn beforehand on a massive workpiece to reach the critical wear  $VB_c$  using the same cutting parameters. Practically, the preliminary wearing tests are stopped when an inflexion is observed on the cutting forces evolution curves. The critical flank wear  $VB_c$ , ranging between 0.15 and 0.2 mm, marks the end of the controlled wear region during which cutting forces evolve quasi linearly.

Table 1. Cutting conditions used in the Stiffened disc configuration - Disc geometry criteria after machining.

Disc	Experimental conditions					Initial disc features		Disc features after 3 face turning passes			
	$V_c$ (m/min)	$f$ (mm/tr)	$a_p$ (mm)	$h_{max}$ (mm)	Tool initial condition	Total axial run-out ( $\mu\text{m}$ )	Thickness (mm)	Total axial run-out ( $\mu\text{m}$ )	Thickness (mm)	Total machining time (min)	VB (mm)
A	52.5	0.1	0.5	0.047	Fresh	23	2.988	63	1.54	6.5	0.14
B	52.5	0.2	0.5	0.093	Fresh	24	2.946	92	1.49	3.2	0.14
C	52.5	0.35	0.5	0.157	Fresh	21	2.943	117	1.46	1.8	0.12
D	70	0.1	0.5	0.047	Fresh	22	2.951	107	1.46	4.9	0.14
E	52.5	0.2	0.5	0.093	$VB=0.16$	39	3.023	603	1.55	14.2	0.26
F	70	0.1	0.5	0.047	$VB=0.15$	32	2.957	422	1.52	13.5	0.23

As described in Fig. 5, both disc faces are scanned before and after machining while the disc is firmly tightened to the shaft, respectively during laser cycles N°1 and 6. Comparing the back face geometry between these two stages gives the distortions linked to machining induced residual stresses.

#### 3.2. Results and discussions

All six discs present distortions varying in magnitude and direction. The back face displacement is quasi-axisymmetric in all cases as shown in Appendix. A (cf. cupping distortion in Fig. 1). For this reason, the average displacement profile of the back face at each radial position is illustrated in Fig. 7. The back face average displacement is computed by subtracting the average back face profile before and after machining (step N°1 and 6 on Fig. 5). As a reminder, the laser measurements start at the 32 mm radius for accessibility reasons. However, the disc is pressed against the shaft up to the 20 mm radius (marked by a blue pointer on Fig. 7).

The machining induced residual stresses, in the radial and circumferential direction, disturb the workpiece equilibrium and create a bending momentum. Generally speaking, the amount of distortion is linked to the workpiece geometry and this bending momentum. In the studied case, the final discs thicknesses are comparable (cf. Table 1) so the difference in distortion magnitude is explained by the machining induced residual stresses only.

Depending on the repartition between tensile and compressive stresses along the machining affected depth, the disc bends backward or inward. Similarly to an Almen test, used in shot-peening, a backward bend indicates a mostly compressive stress profile. As mentioned in the introduction

section, machining with a worn tool may create high tensile stresses close to the machined surface. However, the affected depth and magnitude of the compressive peak are also significantly increased compared to machining with a fresh tool [14], [17]. Based on these bibliographic knowledge and experimental observations, it is deduced that the residual stress profiles obtained with a worn tool are highly compressive in the studied case. This observation appears on disc E and F where massive backward bends are measured. Concerning discs A, B, C and D, machined with fresh tools, the distortion magnitudes are lower but still significant considering the final disc thickness equal to 1.5 mm. On disc A, B and C, increasing the feed inverts the bending direction from backward to forward. At the same time, the distortion magnitude increases. This may mean that tensile stresses are predominant at this stage of the cutting process when using higher feed. Even though residual stress profiles significantly vary during tool life, several studies show that the effect of wear on surface integrity is moderate in Inconel 718 until the flank wear reaches a critical level [15], [17]. Over this level, a major increase in cutting forces and machining induced residual stresses affected depth is observed. This may explain the difference in distortion magnitude observed between the discs machined with a fresh tool and those with a pre-worn tool.

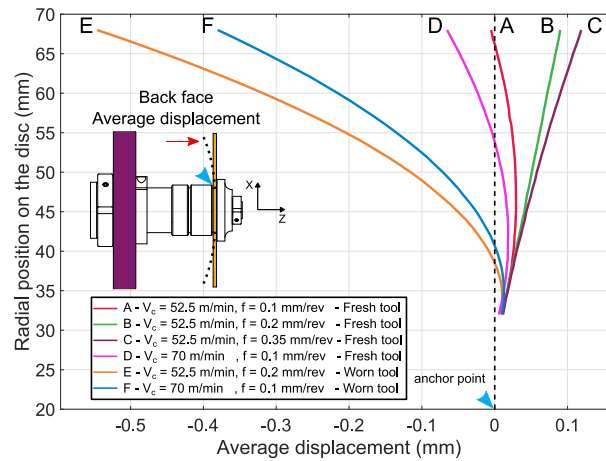


Fig. 7. Average displacement measured on the disc back face after 3 face turning operations in the stiffened disc configuration - 6 discs tested with different cutting conditions.

In the next section, the effect of both machining induced residual stresses and workpiece elastic deformation on part distortion is studied.

#### 4. Study of geometrical errors resulting from workpiece elastic deformation and machining induced residual stresses - Free disc

These investigations are supported by tests consisting in 3 consecutive face turning passes on 4 discs with different conditions summed up in Table 2. The original disc average thickness and total axial run-out are also displayed in Table 2. A different cutting insert is used for each disc. For the disc J, the tool is worn beforehand using the same procedure detailed in section 3.1.

Table 2. Cutting conditions used in the Free disc configuration.

Disc	Experimental conditions					Initial disc features		Disc features after 3 face turning passes		
	$V_c$ (m/min)	$f$ (mm/rev)	$a_p$ (mm)	$h_{max}$ (mm)	Tool initial condition	Total axial run-out ( $\mu\text{m}$ )	Thickness (mm)	Total axial run-out ( $\mu\text{m}$ )	Total machining time (min)	VB (mm)
G	52.5	0.1	0.5	0.047	Fresh	93	2.96	0.725	7.3	0.14
H	52.5	0.2	0.5	0.093	Fresh	45	2.963	0.768	3.6	0.14
I	70	0.1	0.5	0.047	Fresh	80	3.005	0.631	5.4	0.29
J	52.5	0.1	0.5	0.047	Worn	91	2.949	0.214	12.1	0.21

##### 4.1. Undercut analysis

In this configuration, the disc is free to elastically deform during machining. It results in an undercut defect in addition to part distortion linked to machining induced residual stresses. The Machined surface average Profile ( $MP_i$ ) is plotted on Fig. 8 at different stages of the experimental process; before machining and after each pass for disc H. Additionally, the disc envelop (swept volume) is represented by a coloured patch. So it represents the flatness error or amount of warping in the disc at each step. The disc is firmly clamped to the shaft during these measurements. The three passes are performed with a nominal depth of cut ( $a_{pn}$ ) equal to 0.5 mm. The disc stiffness varies along the pass to reach a maximum close to the disc anchor point at the end of the pass. Indeed, Fig. 8 shows that this nominal depth of cut is only reached at the end of the pass. In addition, the undercut is decreasing close to the tool entry point. It is explained by the progressive increase of the cut section during tool engagement (transient state). The undercut error accumulates pass after pass leading to significant thickness heterogeneity in the final part. The dashed lines labelled  $NP_i$  are the Nominal Profiles which would be obtained after each pass if the disc and tool were perfectly stiff.

The undercut is axisymmetric as indicated by the low circular axial run-out evolution and the 3D maps displayed in Appendix. B. In fact, the slight increase in circular axial run-out is attributed to warping due to stress rebalancing during machining. Furthermore, the gap between the nominal profile and the average machined profile is linked to the undercut and the bending of the disc due to machining induced residual stresses. At this point, it is impossible to quantify the two phenomena separately. This issue is tackled in the paragraph 4.2 by using the back face measurements.

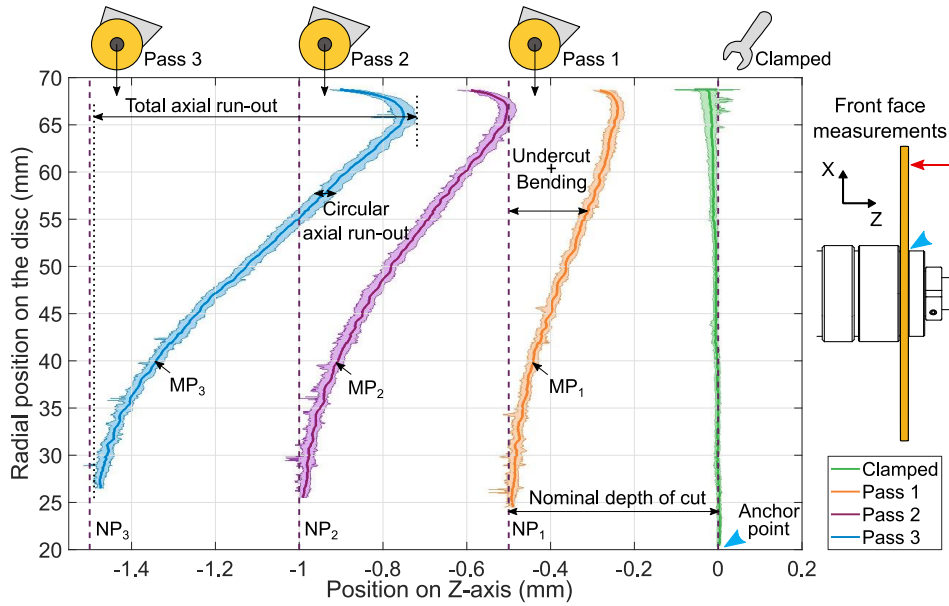


Fig. 8. Measurement of machined surface average profiles on disc H - Free disc,  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.2$  mm/rev,  $a_p = 0.5$  mm.

The average undercut is defined as the difference between the tool-workpiece interference before the pass and the actual local material thickness removed during the pass. It is calculated according to Eq.2 where  $MP$  and  $NP$  are respectively the average and nominal profile of the machined surface before the pass highlighted in Fig. 8. The real depth of cut  $a_{pr}$  is computed by subtracting the disc thickness, measured with the two distance sensors, between two consecutive tool passes. The expression  $(MP-NP)$  in Eq.2 depicts the error accumulation pass after pass. Indeed, the undercut and the bending which happen during the first pass add to the nominal tool/workpiece interference of the second pass.

$$Undercut_i = \frac{a_{pn_i} + (MP_{i-1} - NP_{i-1})}{\text{Tool/workpiece interference}} - \frac{a_{pr_i}}{\text{Real depth of cut}} \quad (2)$$

The average undercut and passive force evolutions along the tool path are illustrated in Fig. 9 for each cutting test. The measured undercut is maximal close to the outer diameter of the disc where it is less stiff. As a consequence, the undercut accumulates faster close to the outer diameter. The measured passive force increases and reaches its maximum at the end of the pass where the disc is the stiffest. Only one pass is performed on disc J due to the extent of undercut obtained during the first pass with a pre-worn tool. In all three tests with a fresh tool (G, H and I), the measured passive forces evolutions are comparable. Consequently, the undercut are also comparable for these three discs. The differences are explained by the heterogeneity in initial disc thickness, the operator error when setting the first pass depth of cut and the slight difference in passive cutting force during the passes. Furthermore, rapid wear is observed during the third pass for the test at  $V_c = 70$  m/min and  $f = 0.1$  mm/rev. The passive force evolution during this test is not consistent with the one observed on a massive workpiece. It may be explained by the reduction of chip thickness inducing higher specific energy at the beginning of each pass on a free disc. Concerning the test on disc J performed with a pre-worn tool, the maximum undercut is multiplied by two during the first pass compared to the tests using a fresh tool. As one can see in Fig. 9, machining the disc with a pre-worn tool may cause cut refusal if the workpiece is not stiff enough. Indeed, the undercut error is almost equal to the nominal depth of cut at the beginning of the pass.



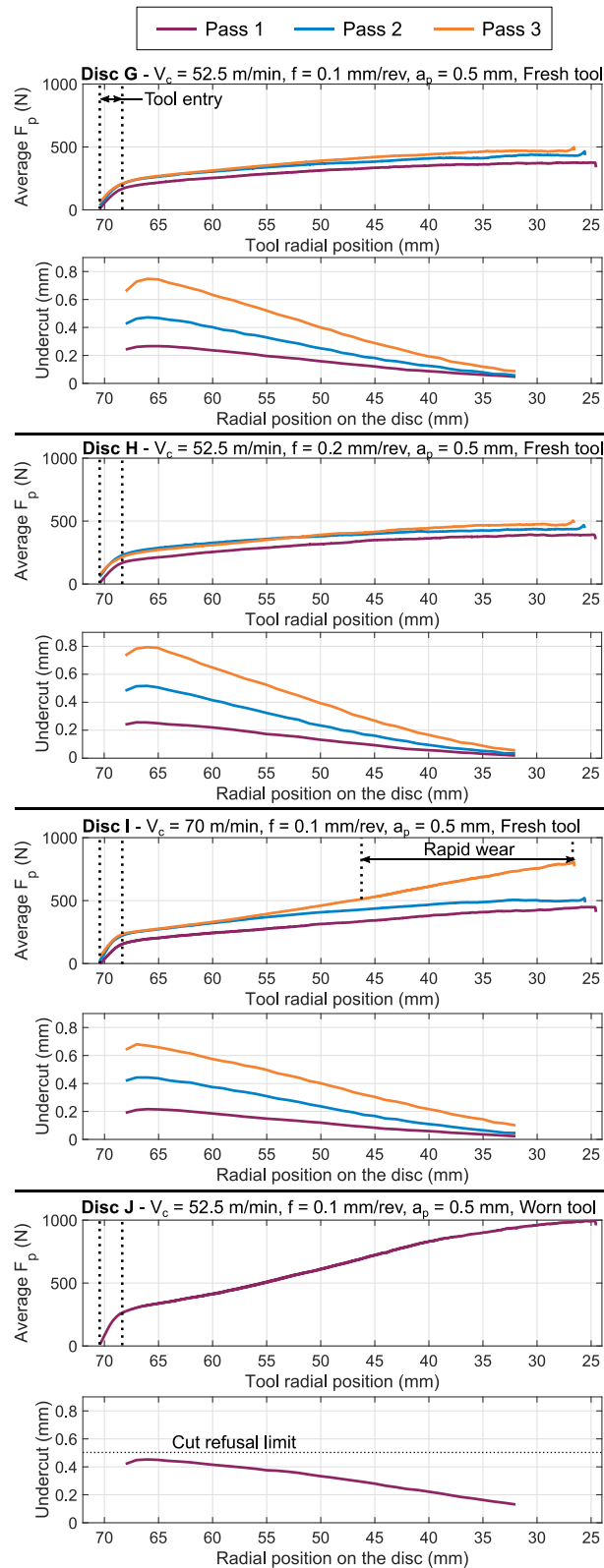


Fig. 9. Instantaneous average passive force and average undercut measured for each test - Free disc.

In addition to undercut, elastic deformations linked to machining induced residual stresses are measured on the disc back face after each pass.

## 4.2. Machining induced distortion analysis

When turning with a tool in the controlled wear region, XRD measurements show that the machining-affected area depth is inferior to 0.15 mm (cf. [17]). Considering the fact that the average effective depth of cut is always greater than 0.15 mm as shown in Fig. 9, it is reasonable to assume that the current pass erases the machining affected area of the previous pass. Hence, the relative displacement measured between the initial clamped disc geometry and the current pass is attributed to residual stresses introduced during the current pass. For this reason, the average displacements measured on the disc back face relative to the initial clamped disc geometry are displayed in Fig. 10. Backward bends, proper to a mostly compressive stress profile, are observed in every cutting test except for the first pass on disc H where a forward warping is measured. The average displacement representation proposed in Fig. 10 is not appropriate for non-axisymmetric distortions; however, it only concerns this particular pass. Furthermore, the distortion magnitude obtained after a single pass on disc J, with the worn tool, exceeds the one obtained after 3 passes on the 3 other discs with fresh tool. It supports the observation that tool wear has an important impact on machining induced residual stresses.

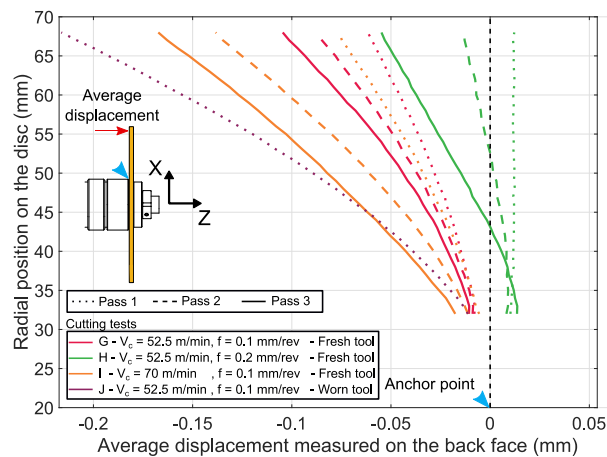


Fig. 10. Average displacement from initial state, measured on the disc back face after each 3 face turning operations - 4 discs tested with different cutting conditions.

It is not relevant to compare the distortions magnitudes observed in the “stiffened” and “free disc” configurations as the diameter range and the disc geometry (mostly the removed thickness) after the third pass are different. Also, the machining induced residual stresses are different as the real depth of cut varies along the pass in the “free disc” configuration.

To sum up, the studied procedure allows precise measurement and separation of the geometrical errors linked to workpiece elastic deformation and machining stress induced distortions. In the next paragraph, the separation methodology is applied and the respective influence of both phenomena on total geometrical error is quantified.

## 4.3. Respective influence of both phenomena on geometrical errors

During the tests achieved in the “free disc” configuration, two types of geometrical error are identified. On the one hand, the undercut is principally associated with workpiece elastic deformation during cutting. On the other hand, the back face distortion is associated with machining induced residual stresses. In order to quantify the respective influence of both phenomena on the total geometrical error, three geometrical criteria are chosen. The first one is the maximum undercut error ( $U_m$ ) given in Fig. 9 which describes the workpiece elastic deformation error. The second one is the maximum displacement ( $d_m$ ) measured on the back face (Fig. 10). The last one is the increase in

circular axial run-out at the outer diameter ( $\delta_{car}$ ) as pictured in Fig. 8. The sum,  $d_m + \delta_{car}$ , regroups the bending and warping distortions resulting from machining induced residual stresses. Finally, a fourth geometrical criterion called the total geometrical error ( $\Sigma_e$ ) represents the sum of the three previous criteria (cf. Eq. 3).

$$\Sigma_e = U_m + d_m + \delta_{car} \quad (3)$$

These criteria are gathered in Table 3 in addition to the machining time ( $t_m$ ) and the maximal flank wear ( $VB$ ) for each test. The relative influence of each phenomenon on the total geometrical error is displayed in Fig. 11. The value of each criterion is also indicated on the bar graph in  $\mu\text{m}$ .

Table 3. Geometrical criteria linked to both phenomena for each test - total machining time and associated flank wear.

Disc	Pass	$U_m$ ( $\mu\text{m}$ )	$d_m$ ( $\mu\text{m}$ )	$\delta_{car}$ ( $\mu\text{m}$ )	$\Sigma_e$ ( $\mu\text{m}$ )	$t_m$ (min)	$VB$ ( $\mu\text{m}$ )
G	1	267	62	-5	324	2.4	113
	2	472	87	5	564	4.9	123
	3	748	105	-5	848	7.3	143
H	1	256	13	9	278	1.2	98
	2	517	13	3	533	2.4	122
	3	794	55	13	862	3.6	137
I	1	216	76	-6	286	1.8	137
	2	443	138	0	581	3.7	219
J	3	680	167	4	851	5.4	290
	1	453	216	1	670	12	208

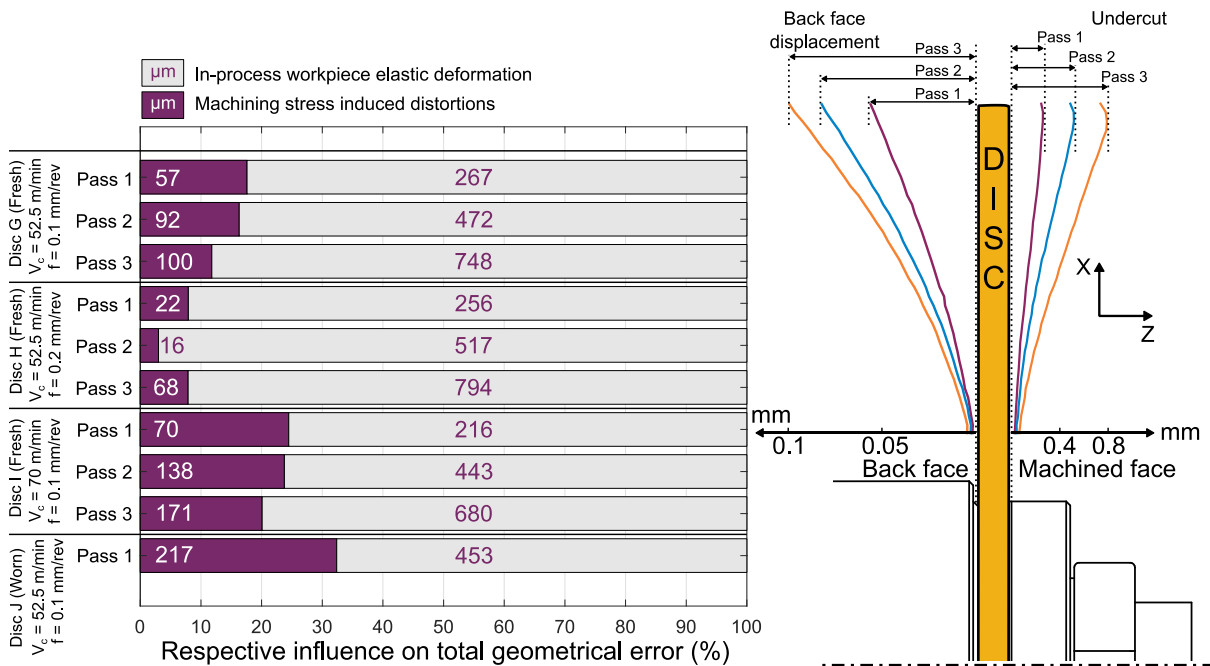


Fig. 11. Respective influence of undercut and machining induced residual stresses on total geometrical error.

First of all, the geometrical error linked to workpiece deformation during cutting is predominant in all cases in this study. Besides, the influence of machining induced residual stresses ranges from 3 to 32% of the total geometrical errors. Therefore, this phenomenon cannot be neglected in the studied case. Due to the accumulation of undercut, the proportion linked to workpiece elastic deformation increases pass after pass for disc G and I. However, for disc H, the first pass causes a comparable amount of undercut but rather low stress induced distortion. As observed in section 3.2, modifying the cutting conditions may help minimize the influence of machining induced residual stresses on part distortion by creating lower bending momentums.

When using a worn tool, all geometrical criteria:  $U_m$ ,  $d_m$  and  $\delta_{car}$  are maximal and the residual stress induced distortions have more influence on the total geometrical error than when fresh tools are used. Furthermore, it can be noted that the cutting force levels and maximum flank wear reached at the end of the first pass on disc J, are less critical than the one reached in the “stiffened disc” configuration. In fact, despite being pre-worn prior to machining disc J, the tool used was still in the controlled wear region during the pass. It is highly probable that cut refusal and higher stress related distortions may have occurred with an even more worn tool.

Lastly, the relative influence of each phenomenon depends on the workpiece geometry. For example, the bending stiffness increases with the cube of the workpiece thickness. One could argue that if the same cutting forces and machining induced residual stresses were applied to two parts with different thicknesses, the magnitude of each criterion would be different but their respective proportion would be the same. In the case of a thicker workpiece, the undercut is lower and then the real depth of cut increases. As a consequence, the machining induced residual stresses are different and then the proportion linked to stresses varies.

## 5. Conclusions

This study presents a thorough experimental methodology aiming at quantifying the respective influence of *in-process* workpiece elastic deformation and machining induced residual stresses on the total geometrical errors is tested. This methodology can also be used to quantify the influence of clamping and residual stress rebalancing following material removal. Moreover, this methodology can be applied to all kinds of metallic materials in order to quantify the effect of machining induced residual stresses depending on their machinability. The key conclusions are:

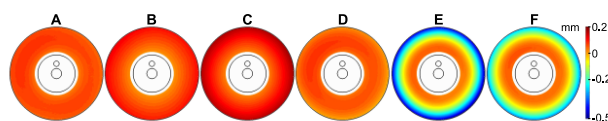
- Part distortions induced by subsurface machining residual stresses are not negligible in the studied case compared to workpiece elastic deformation during cutting. It represents between 3% and 32% of the total geometrical errors depending on the cutting conditions as well as tool wear.
- Tool wear has an important impact on geometrical errors. It greatly influences both cutting forces and machining induced residual stresses. Hence, it increases the geometrical errors linked to both studied phenomena. The proportion linked to machining induced residual stresses is higher when using a worn tool.

This study answers an important question about machining accuracy during finishing operation on low stiffness Inconel 718 workpieces. It proves that machining induced residual stresses play an important role in part distortion. To this day, modelling of equilibrium rebalancing following material removal is well-advanced and gives satisfying results when dealing with massive workpieces. However, when working on low stiffness workpieces, these modelling solutions fall short and cannot accurately predict post machining distortions. An interesting perspective would be to complement existing methodologies with the effect of machining induced residual stresses in the machining affected subsurface.

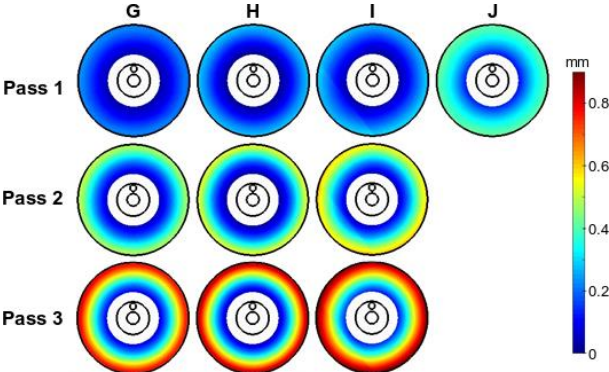
## Acknowledgements

This research did not receive any specific grant from funding agencies in the public, commercial, or not-for-profit sectors.

## Appendices



Appendix. A. Quasi-axisymmetric back face displacement (iso scale) for the 6 discs tested in the stiffened disc configuration. Displacement obtained after 3 face-turning passes between laser cycle N°1 and N°6 in Fig. 5.



Appendix. B. Quasi-axisymmetric undercut error during 3 face turning operations (iso scale) for the 4 discs tested in the free disc configuration.

## References

- [1] Ramesh R, Mannan MA, Poo AN, Error compensation in machine tools — a review: Part I: geometric, cutting-force induced and fixture-dependent errors, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2000, vol. 40, no. 9, pp. 1235–1256.
- [2] Ramesh R, Mannan MA, Poo AN, Error compensation in machine tools—a review: Part II: thermal errors, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2000, vol. 40, no. 9, pp. 1257–1284.
- [3] Rebergue G, Blaysat B, Chanal H, Duc E, Advanced DIC for accurate part deflection measurement in a machining environment, *J. Manuf. Process.*, 2018, vol. 33, pp. 10–23.
- [4] Ma J, He G, Liu Z, Qin F, Chen S, Zhao X, Instantaneous cutting-amount planning for machining deformation homogenization based on position-dependent rigidity of thin-walled surface parts, *J. Manuf. Process.*, 2018, vol. 34, Part A, pp. 401–411.
- [5] Wang J, Ibaraki S, Matsubara A, A cutting sequence optimization algorithm to reduce the workpiece deformation in thin-wall machining, *Precis. Eng.*, 2017, vol. 50, no. Supplement C, pp. 506–514.
- [6] Gonzalo O *et al.*, A method to minimize the workpiece deformation using a concept of intelligent fixture, *Robot. Comput.-Integr. Manuf.*, 2017, vol. 48, pp. 209–218.
- [7] Chatelain J-F, Lalonde J-F, Tahan AS, A Comparison of the Distortion of Machined Parts Resulting From Residual Stresses Within Workpieces, *Proc 4th Int Conf Manuf Eng Qual Produ Syst MEQAPS'11*, 2011, pp. 79–84.
- [8] Richter-Trummer V, Koch D, Witte A, Santos JF dos, Castro PMST de, Methodology for prediction of distortion of workpieces manufactured by high speed machining based on an accurate through-the-thickness residual stress determination, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2013, vol. 68, no. 9–12, pp. 2271–2281.
- [9] Schulze V, Arrazola P, Zanger F, Osterried J, Simulation of Distortion Due to Machining of Thin-walled Components, *Procedia CIRP*, 2013, vol. 8, no. Supplement C, pp. 45–50.
- [10] Huang X, Sun J, Jianfeng, Li, Finite element simulation and experimental investigation on the residual stress-related monolithic component deformation, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2015, vol. 77, no. 5–8, pp. 1035–1041.
- [11] Masoudi S, Amini S, Saeidi E, Eslami-Chalander H, Effect of machining-induced residual stress on the distortion of thin-walled parts, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2015, vol. 76, no. 1–4, pp. 597–608.
- [12] Yang L, Sun Y, Zhuang C, Xiong Z, Distortion Prediction of a Dual-disc Part by Turning-induced Residual Stresses Mapping, *9th Int. Conf. Digit. Enterp. Technol. – Intell. Manuf. Knowl. Econ. Era*, 2016, vol. 56, pp. 249–254.
- [13] Thakur A, Gangopadhyay S, State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2016, vol. 100, pp. 25–54.
- [14] Sharman ARC, Hughes JI, Ridgway K, The effect of tool nose radius on surface integrity and residual stresses when turning Inconel 718<sup>TM</sup>, *J. Mater. Process. Technol.*, 2015, vol. 216, pp. 123–132.
- [15] Arrazola PJ, Garay A, Fernandez E, Ostolaza K, Correlation between tool flank wear, force signals and surface integrity when turning bars of Inconel 718 in finishing conditions, *Int. J. Mach. Mach. Mater.* 7, 2014, vol. 15, no. 1–2, pp. 84–100.
- [16] Grzesik W, Niesłony P, Habrat W, Sieniawski J, Laskowski P, Investigation of tool wear in the turning of Inconel 718 superalloy in terms of process performance and productivity enhancement, *Tribol. Int.*, 2018, vol. 118, no. Supplement C, pp. 337–346.
- [17] Toubhans B, Fromentin G, Viprey F, Karaoui H, Dorlin T, Machinability of inconel 718 during turning: Cutting force model considering tool wear, influence on surface integrity, *J. Mater. Process. Technol.*, 2020, p. 116809.

### 3.4. Analyse complémentaire : Traitement des résultats de mesure laser

Les capteurs laser présentés dans l'article JMP au §3.3 permettent de mesurer la topographie des surfaces du disque *in situ*. Le traitement de ces mesures nécessite de nombreux développements. Dans cette partie, la méthodologie de mesure et les algorithmes de traitement de données sont présentés de manière synthétique. Une description plus détaillée est disponible en Annexe A.2.1. De plus, la méthode de recalage des mesures dans le repère de la pièce à partir des mesures brutes est décrite en Annexe A.2.2.

#### 3.4.1. Traitement des données du profilomètre laser

Le profilomètre laser (Keyence, réf : LJ-V7060) permet de mesurer la topographie de la surface usinée (*i.e.* la face avant du disque). Le cycle de mesures consiste en l'acquisition de 360 profils par tour de broche, pilotée en mode axe par la commande numérique. Ce cycle est répété pour 4 positions radiales, ce qui permet de couvrir la totalité de la surface du disque, ainsi qu'une géométrie de référence fixe. La mesure dure environ 2 minutes. Le passage des données brutes aux données traitées est synthétisé dans la Figure 3.4.

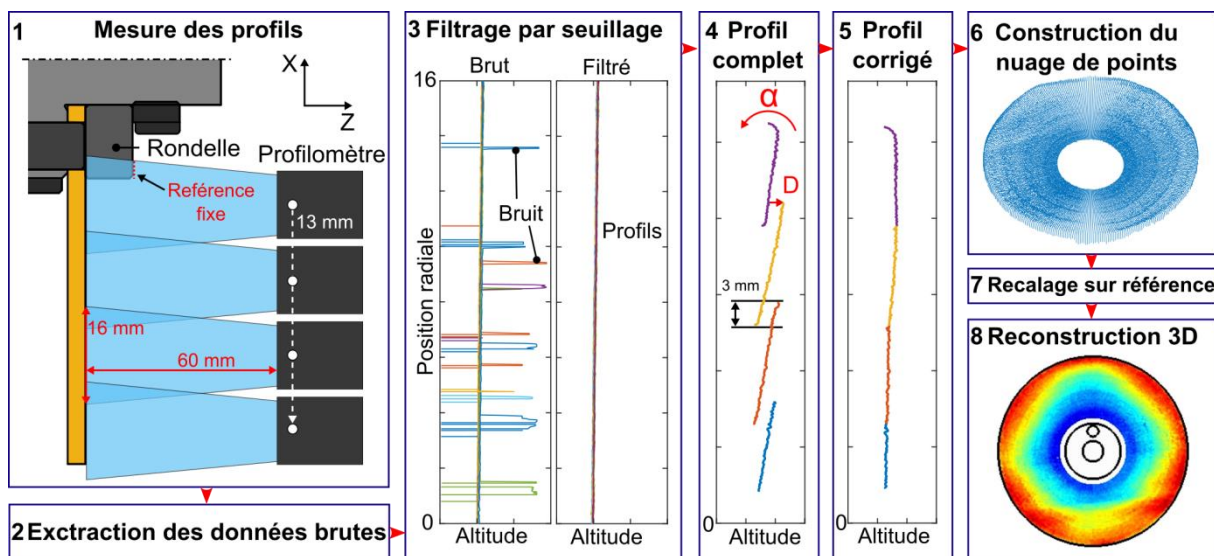


Figure 3.4. Synthèse de l'algorithme de traitement de données du profilomètre laser suite à la mesure de la face avant du disque.



### 3.4.2. Traitement des données des capteurs laser point

Les capteurs laser point (Micro-epsilon, réf : optoNCDT 1420-ILD10) sont placés en regard, de part et d'autre du disque. Ils permettent de mesurer le battement circulaire axial sur chaque face du disque, en maintenant le bras supportant les deux capteurs laser à une position radiale fixe et en faisant tourner la broche. Le cycle de mesure est réalisé tous les 1 mm suivant le rayon avec une vitesse de rotation de broche constante. La mesure est réalisée à la volée par la commande numérique avec une gestion de la broche en mode axe. La mesure dure environ 8 minutes. Le passage des données brutes aux données traitées est synthétisé dans la Figure 3.5.

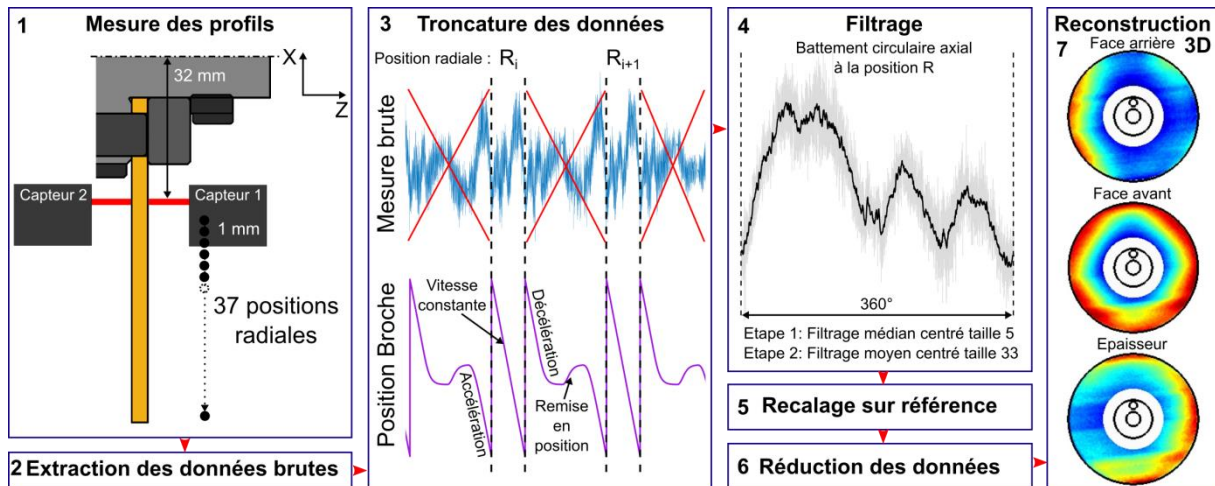


Figure 3.5. Synthèse de l'algorithme de traitement de données des capteurs laser point suite à la mesure des 2 faces du disques.

Les mesures faites avec les deux capteurs laser sur chacune des faces du disque sont interpolées sur la même grille. Ainsi, il est simple de comparer les surfaces du disque à différents étapes du procédé ou bien de mesurer son épaisseur, par différence des mesures issues de la face avant et de la face arrière.

### 3.5. Analyse complémentaire : Relation entre les distorsions et les CR introduites dans la ZAPU

Dans ce paragraphe, l'objectif est d'établir une relation entre les CR d'usinage introduites dans la ZAPU et les distorsions mesurées sur la pièce. Un logigramme des développements de ce paragraphe est présenté en Figure 3.6. Les analyses consistent à calculer les moments de flexion induits par les CR d'usinage. Dans un premier temps, une analyse mécanique macroscopique des observations d'évolution des efforts de coupe et des niveaux de CR d'usinage est proposée. Les CR d'usinage sont mesurées sur des pièces massives par diffraction de rayons X (DRX) (cf. article JMPT au §2.4). Cette analyse permet de calculer les moments de flexion induits par usinage à partir des mesures DRX. Dans un second temps, un modèle analytique du problème mécanique étudié en configuration « disque rigidifié », présenté dans l'article JMP au §3.3 est développé. Ce modèle, fondé sur la théorie des plaques, permet de calculer les moments de flexion induits par usinage, à partir des mesures de la déformée des disques. Enfin, les moments calculés à partir de ces deux méthodes sont comparés afin de valider le modèle analytique de plaque.

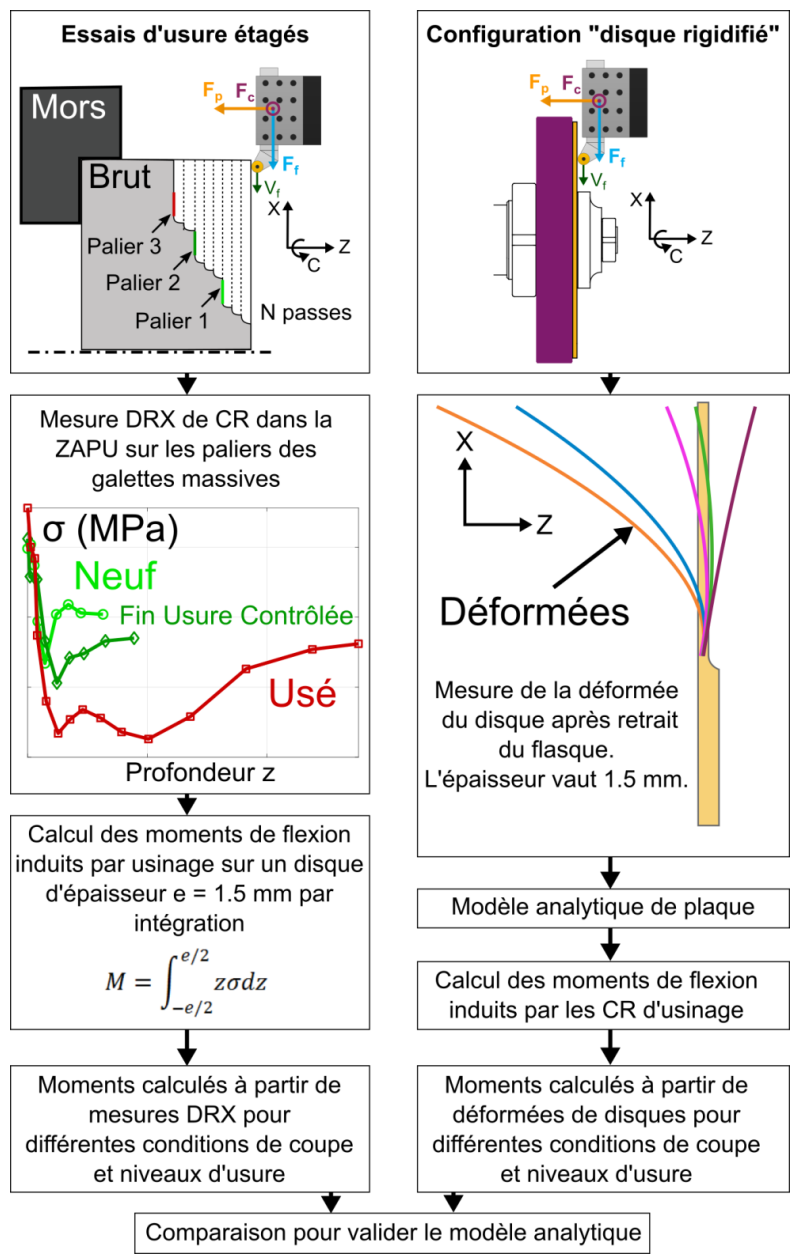


Figure 3.6. Logigramme des développements présentés dans le §3.5.

### 3.5.1. Analyse macroscopique du lien entre les efforts de coupe et les CR d'usinage.

#### 3.5.1.1. Description simplifiée du chargement mécanique appliqué à la pièce pendant l'usinage

Pendant la coupe, l'outil déforme la matière plastiquement au niveau de l'arête de coupe. Dans le cas d'une plaquette ronde, étant donné que l'épaisseur coupée varie le long de l'arête et que l'arête est courbée, le champ de déformation plastique est complexe. La plupart de la matière plastifiée est évacuée dans le copeau mais une partie n'est pas coupée par l'outil. Cette part de matière constitue la ZAPU sur la pièce. Sur la Figure 3.7.a, un outil rond est représenté en train de couper de la matière. La zone rouge représente la section coupée. Une forte profondeur de passe est choisie pour faciliter la visualisation. Une répartition arbitraire de déformation plastique dans la direction d'avance est représentée par le gradient de couleur bleue. D'après ce qui précède, seule une portion de l'arête de coupe engagée génère de la déformation plastique dans la ZAPU. Dans la présente étude, cette portion d'arête peut être considérée rectiligne suivant la direction  $\vec{e}_r$  car l'avance par tour est faible devant le rayon de bec de l'outil.

De plus, étant donnée la faible intensité de l'effort d'avance par rapport à l'effort de coupe et de pénétration, la résultante de  $F_p$  et  $F_c$  est considérée comme la cause principale de la déformation plastique induite dans la ZAPU (cf. Figure 3.7.b). Cependant, seule une portion de ces deux efforts contribue à déformer plastiquement la matière dans la ZAPU. Le rapport de ces deux efforts,  $F_p/F_c$ , est utilisé avec l'hypothèse que la même portion de  $F_c$  et  $F_p$  contribue à la déformation plastique dans la ZAPU. Ainsi, à partir des hypothèses précédentes, la mesure des efforts globaux  $F_p$  et  $F_c$  est utilisée pour représenter le chargement mécanique appliqué à la ZAPU de manière simplifiée. Cette analyse ne tient pas compte du chargement thermique appliqué à la ZAPU.

Le rapport  $F_p/F_c$  permet de caractériser l'orientation de la résultante de ces deux efforts dans le plan  $(\vec{e}_t, \vec{e}_z)$  (cf. Figure 3.7.b). Cette orientation varie pendant la durée de vie de l'outil car  $F_p$  évolue plus rapidement que  $F_c$  d'après l'article JMPT au §2.4. De plus, cette orientation varie en fonction de l'avance car l'augmentation de l'épaisseur coupée avec l'avance a plus d'influence sur  $F_c$  que sur  $F_p$ . Ainsi, le rapport  $F_p/F_c$  permet de rendre compte à la fois de l'usure de l'outil et de l'impact des paramètres de coupe utilisés.

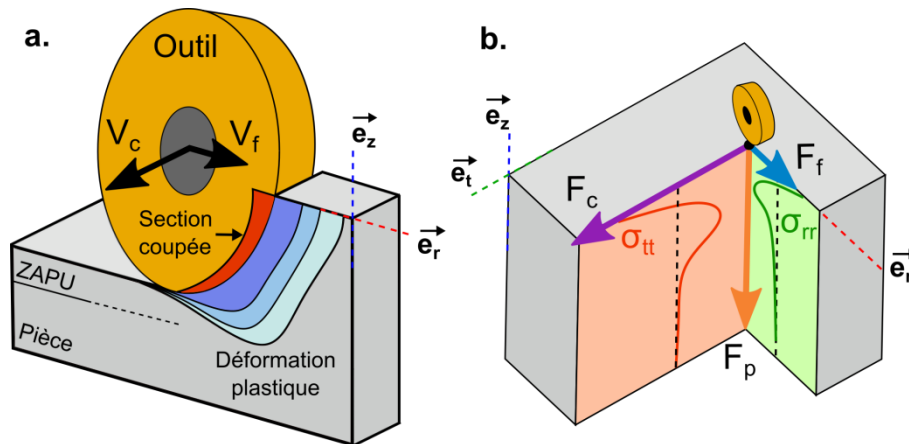


Figure 3.7. Représentation schématique de la coupe avec une plaquette ronde. Gauche - Déformation plastique dans la direction d'avance. Droite - Orientation des efforts de coupe et contraintes résiduelles dans la ZAPU.

### 3.5.1.2. Calcul des moments induits par usinage à partir de mesures DRX

Les profils de contrainte en profondeur dans la direction radiale  $\sigma_r$  et circonférentielle  $\sigma_t$  (cf. Figure 3.7.a) sont mesurés sur les galettes massives issues des essais d'usure étagés. Sur une pièce axisymétrique, comme un disque mince, ces contraintes génèrent des moments de flexion et donc des distorsions. Dans la suite, l'expression « potentiel de distorsion » désigne la capacité d'un profil de CR à générer des distorsions. Cela permet de comparer deux profils de CR à partir de l'observation de l'aire sous la courbe de l'évolution des CR en fonction de la profondeur.

L'intégralité des mesures DRX sur les paliers des galettes, obtenus lors des essais d'usure étagés, est analysée en Annexe A.2.4 pour compléter les observations faites dans l'article JMPT au §2.4. Un résumé des résultats est présenté comme suit :

- La profondeur et l'amplitude du pic de compression augmentent avec le temps d'usinage. Cela a pour effet d'augmenter le potentiel de distorsion. Cependant, cette augmentation est limitée pendant la zone d'usure contrôlée de l'outil. En revanche, après la fin de cette période, le potentiel de distorsion augmente rapidement. L'augmentation rapide de  $F_p$  tend à orienter la résultante des efforts  $F_p$  et  $F_c$  vers l'intérieur de la pièce, ce qui augmente la profondeur de la ZAPU.
- Pour une même vitesse de coupe, l'augmentation de l'avance a pour effet de diminuer le potentiel de distorsion. L'augmentation de l'épaisseur coupée a une plus forte influence sur  $F_c$  que sur  $F_p$ . Par conséquent, l'orientation de la résultante de ces efforts est plus proche de la tangente à la surface usinée, ce qui diminue la profondeur de la ZAPU.
- L'augmentation de la vitesse de coupe tend à diminuer le potentiel de distorsion lorsque l'outil est neuf. Son influence est faible dans la plage de vitesse testée. La tendance inverse est observée lorsque l'outil est usé. L'influence de la vitesse de coupe est élevée dans ce cas.

Le calcul de moments induits par les CR d'usinage, à partir de mesure DRX, repose sur trois hypothèses principales :

- **Hypothèse 1** : Les profils de CR mesurés dans la ZAPU sur les galettes épaisses sont peu modifiés par un rééquilibrage. Cela est justifié par la forte épaisseur des galettes (>30 mm).
- **Hypothèse 2** : Le chargement thermomécanique induit par l'usinage dans la ZAPU est similaire sur galette massive et sur disque usiné dans la configuration « disque rigidifié ». En effet, dans les deux cas, l'engagement de l'outil est constant pendant une passe de dressage.
- **Hypothèse 3** : Les contraintes  $\sigma_r$  et  $\sigma_t$  ne dépendent que de  $z$ .

Avec ces hypothèses, les moments de flexion induits par l'usinage dans les disques usinés en configuration « disque rigidifié » sont calculés à partir des profils de CR mesurés sur les galettes (cf. Eq. 3.1). Ces moments sont représentés sur la Figure 3.8 en fonction du rapport  $F_p/F_c$ . Les disques après usinage ont une épaisseur  $e$  égale à 1.5 mm. Un repère cylindrique  $(O, \vec{e}_r, \vec{e}_t, \vec{e}_z)$  où  $\vec{e}_z$  est normal au disque est utilisé. Les moments de flexion induits par l'usinage autour de l'axe de direction radiale  $\vec{e}_r$  et autour de l'axe de direction circonférentielle  $\vec{e}_t$  sont respectivement  $M_r^u$  et  $M_t^u$ . Il est à noter que ce sont des moments linéiques.

$$\begin{cases} M_r^u = \int_{-e/2}^{e/2} z \sigma_{rr}^u dz \\ M_t^u = \int_{-e/2}^{e/2} z \sigma_{tt}^u dz \end{cases} \quad (3.1)$$

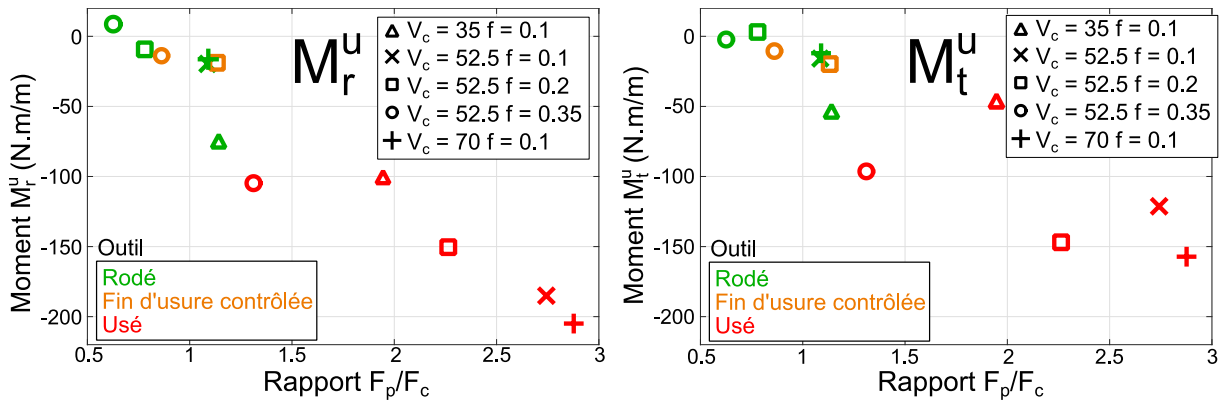


Figure 3.8. Moments linéiques de flexion induits par les CR d'usinage, calculés à partir de mesures DRX, sur un disque d'épaisseur 1.5 mm en fonction du rapport des efforts de pénétration et de coupe mesurés.

Une relation linéaire apparaît entre l'orientation de la résultante des efforts et les moments de flexion induits par l'usinage pendant la vie de l'outil. De plus, pour les faibles avances et les faibles vitesses de coupe, les moments de flexion dans la plage de paramètres testés augmentent. D'après les observations présentées dans l'article JMPT au §2.4, la mesure de CR, avec un outil neuf à la vitesse 35 m/min, présente une profondeur affectée supérieure à celle des autres essais à vitesse de coupe plus élevée. Cela explique le niveau élevé de moment obtenu avec cet essai. Enfin, comme observé pour les efforts de coupe, les moments évoluent peu pendant la période de rodage et d'usure contrôlée de l'outil (entre les points vert et orange).

Aucune barre d'erreur n'est affichée sur la Figure 3.8 car l'erreur est complexe à évaluer. Les principales sources d'erreur sont :

- L'erreur liée à la mesure et le calcul de la valeur des CR, estimée à  $\pm 40$  MPa.
- Le faible nombre de points de mesures dans l'épaisseur. Cela crée un profil peu lisse qui induit des erreurs sur le calcul intégral du moment. Par ailleurs, le profil n'est pas toujours complet, c'est-à-dire qu'au point de mesure le plus profond, la fin de la ZAPU n'est pas encore atteinte.
- Les mesures DRX ne sont pas répétées.

Cette observation permet de dégager une tendance macroscopique mais nécessite d'être analysée avec précaution.

La mesure de l'intégrité mécanique de la ZAPU permet de constater la forte influence de l'usure de l'outil sur le potentiel de distorsions. Lorsque l'outil s'use, l'effort de pénétration augmente plus vite que l'effort de coupe. Par conséquent, le rapport  $F_p/F_c$  augmente et la résultante de ces deux efforts est de plus en plus orientée vers l'intérieur de la pièce. Par ailleurs, les fortes vitesses de coupe et d'avance semblent limiter le potentiel de distorsion. De ce fait, l'avance doit être choisie afin d'obtenir une durée de vie raisonnable et limiter les distorsions. Les observations d'évolution d'effort de coupe présentées au chapitre 2 sont confortées par les analyses d'intégrité de surface dans la ZAPU, menées dans ce chapitre ; il est nécessaire de surveiller l'évolution de l'usure de l'outil afin de ne pas dépasser la fin de la zone d'usure contrôlée. Au-delà de la zone d'usure contrôlée, les efforts de coupe et donc le potentiel de distorsion augmentent rapidement.

### 3.5.2. Calcul des moments de flexion induits par l'usinage à partir de la mesure de la déformée des disques

Un modèle analytique du problème mécanique étudié est développé afin d'obtenir une relation entre les distorsions mesurées sur disque et les moments de flexion induits par l'introduction de CR dans la ZAPU. Dans un premier temps, le modèle mécanique du disque est présenté. Par la suite, les moments calculés avec le modèle analytique sur la base des déformée du disque, sont comparés aux moments obtenus au §3.5.1 à partir de mesures DRX.

Dans cette partie, la notation  $f_{,x}$  désigne la dérivée première de  $f$  par rapport à la variable  $x$ .  $f_{,xx}$  est la dérivée seconde et ainsi de suite.

#### 3.5.2.1. Modèle mécanique du disque rigidifié et hypothèses

Premièrement, le modèle et les hypothèses utilisées sont présentés. La loi de comportement du disque en flexion après retrait du flasque est donnée directement. Les développements permettant d'y parvenir sont disponibles en Annexe A.2.5.

Pendant la campagne d'essais en configuration « disque rigidifié », 3 passes de dressage successives sont effectuées entre les positions radiales  $r_{ext}$  et  $r_{int}$  (cf. Figure 3.9). L'épaisseur finale de la zone usinée est  $e = 1.5$  mm. Aux positions radiales inférieures à  $r_{int}$ , le disque passe de l'épaisseur 1.5 mm à 3 mm (zone grise foncée). À la position radiale 20 mm, le disque est en appui contre l'arbre sur ses deux faces (zone noire). Dans ce modèle, seule la portion du disque entre les positions radiales  $r_{int}$  et  $r_{ext}$  (zone gris clair) est considérée.

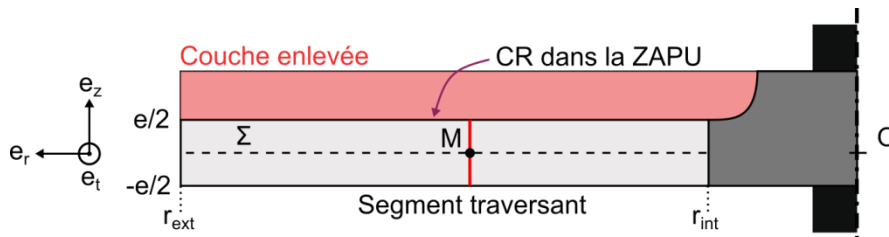


Figure 3.9. Modèle géométrique du problème mécanique en configuration "disque rigidifié".

Le disque modélisé est homogène, d'épaisseur  $e$ , de rayon intérieur  $r_{int}$ , de rayon extérieur  $r_{ext}$ . Lors du retrait du flasque rigide, après l'usinage, chaque disque se déforme en restant dans le domaine linéaire (comportement élastique isotrope). L'éventuelle anisotropie locale du comportement produite lors de la plastification de la ZAPU est négligée.

Le problème est axisymétrique. Un système de coordonnées cylindriques est utilisé :  $(O; (\vec{e}_r, \vec{e}_t, \vec{e}_z))$  où  $\vec{e}_z$  est normal au disque. O est à l'intersection entre l'axe du disque et sa surface moyenne  $\Sigma$ . Pour chaque point M de  $\Sigma$ , est associé un segment droit perpendiculaire à  $\Sigma$  compris entre  $-e/2$  et  $e/2$ . Lorsque le disque est en appui sur sa face arrière,  $\Sigma$  est plane, de normale  $\vec{e}_z$ , et passe par O. Le problème étant axisymétrique, les segments restent dans le plan  $(\vec{e}_r, \vec{e}_z)$ . Pour un segment en M,  $\vec{OM} = r\vec{e}_r$ , ce mouvement est défini par 3 paramètres appelés déplacements généralisés de type plaque :

- $u(r)$  : déplacement de M parallèlement à  $\vec{e}_r$
- $w(r)$  : déplacement de M parallèlement à  $\vec{e}_z$
- $\theta(r)$  : Rotation du segment droit autour de  $\vec{e}_t$

- **Hypothèse 1** : Cinématique des plaques : les segments droits restent droits.
- **Hypothèse 2** : La plaque étant mince, l'hypothèse de contraintes planes est utilisée et donc  $\sigma_{zz} = 0$ .
- **Hypothèse 3** : Pour les plaques minces, la contribution des déformations de cisaillement transverse à l'énergie de déformation et à la déformée de la plaque sont négligeables. Par conséquent :  $\theta = -w_{,r}$ .

Pendant l'usinage, un champ de contraintes résiduelles est introduit dans la ZAPU :

- **Hypothèse 4** : Le champ de CR introduit dans la ZAPU est de la forme suivante :

$$[\sigma^u] = \begin{bmatrix} \sigma_{rr}^u & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{tt}^u & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

La contrainte d'usinage suivant l'axe  $\vec{e}_z$ ,  $\sigma_{zz}^u$ , ainsi que les contraintes de cisaillement sont considérées nulles.

- **Hypothèse 5** :  $\sigma_{rr}^u$  et  $\sigma_{tt}^u$  ne dépendent que de  $z$ . Autrement dit, le même champ de contraintes résiduelles est introduit dans la ZAPU pendant toute la passe. Cela est justifié par l'utilisation de paramètres de coupe constants et par la durée raisonnable d'une passe.

D'après les développements présentés en Annexe A.2.5, la relation de comportement généralisé concernant le moment  $M_r$  autour de  $\vec{e}_t$ , le moment  $M_t$  autour de  $\vec{e}_r$  et la résultante d'effort de cisaillement  $Q_z$  s'écrit comme suit ( $\nu$  est le coefficient de Poisson de l'Inconel 718):

$$\begin{cases} M_r = M_r^u + D \left( \theta_{,r} + \frac{\nu}{r} \theta \right) \\ M_t = M_t^u + D \left( \nu \theta_{,r} + \frac{1}{r} \theta \right) \\ Q_z = \frac{1}{r} (r M_r)_{,r} - \frac{1}{r} M_t \end{cases} \quad \text{où} \quad \begin{cases} M_r^u = \int_{-e/2}^{e/2} z \sigma_{rr}^u dz = cste \\ M_t^u = \int_{-e/2}^{e/2} z \sigma_{tt}^u dz = cste \end{cases} \quad \text{d'après l'hypothèse 5.} \quad (3.3)$$

$D$  est la constante de raideur du disque en flexion ( $E$  est le module d'Young de l'Inconel 718):

$$D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}. \quad (3.4)$$

D'autre part, d'après l'Annexe A.2.5, l'équation de la déformée est :

$$w(r) = C_1 \frac{r^2}{2} + C_2 \ln(r) + C_3 \frac{r^2}{2} \left( \ln(r) - \frac{1}{2} \right) + C_4. \quad (3.5)$$

Une fois que le flasque est retiré après l'usinage, le disque fléchit sous l'effet du champ de CR introduit dans la ZAPU. Les conditions aux limites sont donc :

- En  $r = r_{ext}$ , le bord est libre donc l'effort de cisaillement et le moment autour de  $\vec{e}_t$  sont nuls.

$$\begin{cases} Q_z(r_{ext}) = 0 \\ M_r(r_{ext}) = 0 \end{cases}$$

- En  $r = r_{int}$ , le déplacement est égal au déplacement mesuré. D'autre part, en  $r_{int}$ , le disque est relié à une portion plus épaisse et la pente de la déformée n'est pas nulle. Par conséquent, un moment  $\overline{M_{rr_{int}}}$ , à déterminer, est imposé en  $r_{int}$ .

$$\begin{cases} w(r_{int}) = w_{mes}(r_{int}) \\ M_r(r_{int}) = \overline{M_{rr_{int}}} \end{cases}$$

### 3.5.2.2. Identification du modèle de couple déformant un disque

Afin de trouver les constantes de la déformée en Eq. 3.5, la condition limite de déplacement en  $r_{int}$  est utilisée pour exprimer la constante  $C_4$  en fonction des trois autres. Par la suite, un algorithme de minimisation de l'erreur absolue au sens des moindres carrés, entre la déformée simulée et la déformée mesurée, est utilisé afin d'identifier la valeur des coefficients  $C_1$ ,  $C_2$  et  $C_3$ . Ainsi, la déformée des disques A, C, D, E et F, usinés en configuration « disque rigidifié » dans l'article JMP au §3.3, est modélisée lorsque le flasque rigide est retiré après 3 passes. Les déformées mesurées et simulées sont illustrées sur la Figure 3.10. Les coefficients du modèle identifiés pour chaque disque sont rassemblés dans le Tableau 3.1. Le modèle analytique permet de simuler correctement la déformée du disque dans divers cas de chargement.

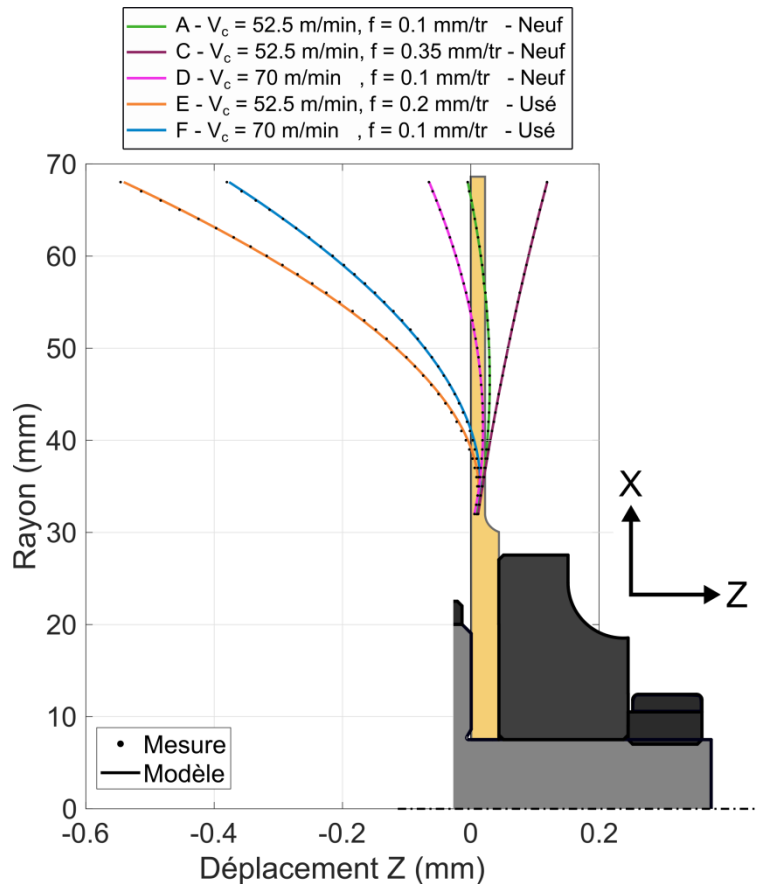


Figure 3.10. Modélisation de la déformée du disque après trois passes de dressage en configuration "disque rigidifié".

Tableau 3.1. Coefficients du modèle de déformée du disque identifiés pour les 5 essais illustrés en Figure 3.10.

	Disque A	Disque C	Disque D	Disque E	Disque F
C1 ( $m^{-1}$ )	-0,08	0,05	-0,14	-0,61	-0,45
C2 (m)	0,00018	0,00002	0,00024	0,00073	0,00056
C3 ( $m^{-1}$ )	0,00013	0,00022	0,00007	0,00069	-0,00008
C4 (m)	0,00067	0,00004	0,0009	0,00283	0,00216



À partir des trois autres conditions aux limites, il est possible de calculer les moments de flexion créés par l'usinage  $M_r^u$ ,  $M_t^u$  (cf. Tableau 3.2).

$$\begin{cases} M_r^u = D \left( w_{,rr}(r_{ext}) + \frac{\nu}{r_{ext}} w_{,r}(r_{ext}) \right) \\ M_t^u = M_r^u - D r_{ext} w_{,rrr}(r_{ext}) - D w_{,rr}(r_{ext}) + \frac{D}{r_{ext}} w_{,r}(r_{ext}) \end{cases} \quad (3.6)$$

Tableau 3.2. Moments linéiques de flexion induits par l'usinage. Calculés avec le modèle analytique (cf. §3.5.2.1) à partir de la mesure de la déformée du disque.

	Disque A	Disque C	Disque D	Disque E	Disque F
$M_r^u$ (N.m/m)	-8,6	3,6	-11,8	-58,6	-40,9
$M_t^u$ (N.m/m)	-8,6	3,6	-11,8	-58,7	-40,9

### 3.5.2.3. Comparaison des moments calculés avec le modèle à ceux calculés à partir des mesures DRX.

Les valeurs de moment de flexion  $M_r^u$  et  $M_t^u$  calculés avec le modèle analytique sont très proches dans tous les cas. D'après la Figure 3.8, l'écart entre  $M_r^u$  et  $M_t^u$  calculé à partir des mesures DRX est faible lorsque l'outil est peu usé, et est de l'ordre de 25% lorsque l'outil est usé. Globalement, le moment  $M_r^u$  calculé à partir des mesures DRX est supérieur en valeur absolue au moment  $M_t^u$ .

En reprenant le même formalisme qu'à la Figure 3.8, les moments de flexion induits par l'usure sont tracés sur la Figure 3.11, pour chaque condition de coupe. Les points verts, orange, et rouges sont calculés à partir des mesures DRX sur galettes. Les points bleus sont calculés, avec le modèle analytique précédent, à partir de la mesure des déformées de disques. Pour le rapport des efforts  $F_p/F_c$  des points bleus, la moyenne des efforts mesurés pendant la troisième passe de dressage sur disque est utilisée.

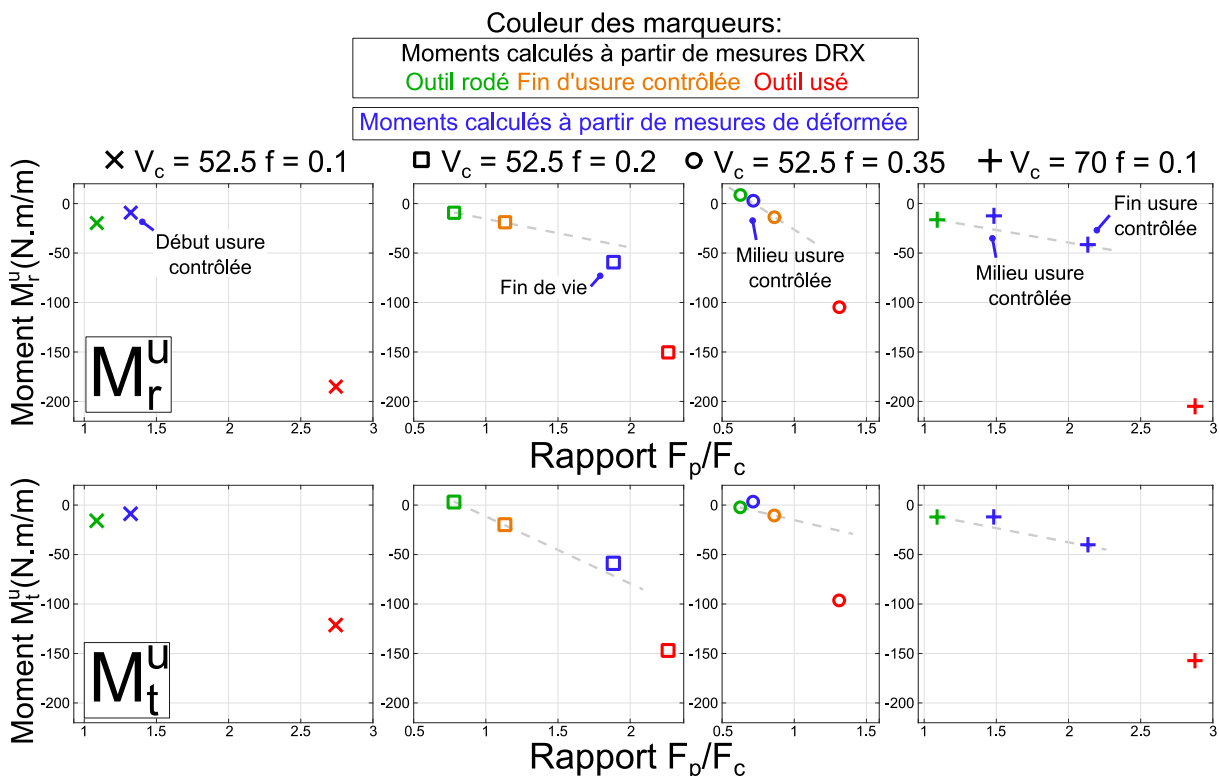


Figure 3.11. Comparaison entre les moments de flexion calculés à partir de mesures DRX sur pièce massive et les moments de flexion calculés avec le modèle analytique à partir de la mesure de la déformée du disque.

Premièrement, les ordres de grandeur de moments calculés avec le modèle analytique correspondent à ceux calculés à partir des mesures DRX. Pour rappel, les moments calculés à partir des mesures DRX au §3.5.1 présentent une forte incertitude provenant de la mesure.

Deuxièmement, dans les deux colonnes du milieu, sur la Figure 3.11, pour lesquelles une mesure DRX est disponible en début et en fin de zone d'usure contrôlée, les moments calculés avec le modèle analytique semblent suivre la même tendance que ceux calculés à partir de mesures DRX (cf. trait gris en pointillé). Dans la dernière colonne, sur la Figure 3.11, les deux croix bleues se trouvent dans la zone d'usure contrôlée d'après les mesures d'efforts de coupe pendant les essais. La croix verte, correspondant à un outil rodé, permet de tracer une droite passant relativement proche de ces trois points.

En définitive, le modèle analytique précédent permet de calculer les moments de flexion induits par l'introduction de CR dans la ZAPU à partir de la mesure de la déformée des disques usinés en

configuration « disque rigidifié ». Les valeurs de moments calculées à partir de mesures DRX et à partir du modèle analytique semblent concordantes. La méthode analytique permet d'estimer les moments de flexion induits par usinage ayant généré les déformées mesurées. Cependant, l'analyse précédente gagnerait d'une part à être complétée par des essais de répétabilité, ceci afin d'évaluer la barre d'erreur associée au calcul d'un moment à partir des mesures DRX. D'autre part, un plus grand nombre de mesures de CR d'usinage au cours de la durée de vie de l'outil pourrait permettre de confirmer la corrélation entre les moments induits par usinage et l'orientation de la résultante de  $F_p$  et  $F_c$ .

Enfin, une tendance claire apparaît : l'augmentation de l'avance à la vitesse de coupe de 52.5 m/min, dans la limite des avances utilisées, permet de générer des moments de flexion de moins grande intensité sur la zone d'usure contrôlée. De plus, la mesure du rapport  $F_p/F_c$  permet de détecter la fin de la zone d'usure contrôlée à partir de laquelle de forts moments de flexion sont générés.

### 3.6. Bilan et perspectives

Dans ce chapitre, une méthodologie expérimentale visant à observer et quantifier l'influence respective de plusieurs phénomènes responsables de distorsions est présentée. Le défaut d'undercut lié à la déformation élastique de la pièce sous les efforts de coupe est le phénomène qui génère le plus de défauts géométriques en finition sur la pièce mince. Cependant, cette méthodologie permet aussi de démontrer l'influence non négligeable des contraintes résiduelles (CR) d'usinage, introduites dans la ZAPU, sur l'apparition de distorsions dans notre cas d'étude. En effet, dans la limite des conditions de coupe explorées, la part des défauts géométriques, liés aux CR d'usinage, varie entre 3% et 32%. Cette différence est principalement attribuée à l'usure de l'outil. En effet, d'après l'analyse menée en Annexe A.2.4, le potentiel de distorsion augmente rapidement après la zone d'usure contrôlée. De plus, les conditions de coupe ont une influence non négligeable sur le potentiel de distorsion. Une analyse macroscopique permet d'établir un lien entre les moments de flexions induits par usinage et l'orientation de la résultante des efforts de coupe. Cette analyse macroscopique purement mécanique permet d'observer que l'augmentation de l'avance génère un potentiel de distorsion inférieur pendant la zone d'usure contrôlée de l'outil.

La méthodologie présentée dans cette partie peut être utilisée pour n'importe quel matériau et pourrait mettre en évidence l'influence de l'usinabilité d'un matériau sur la proportion des distorsions liées aux contraintes résiduelles d'usinage. Il apparaît, d'après les observations du chapitre et la littérature scientifique, que la proportion de distorsion liée aux CR d'usinage est plus importante dans les matériaux à faible usinabilité comme les superalliages à base de nickel (Inconel 718), les alliages de titane ou encore les aciers austénitiques réfractaires.

D'autre part, un modèle analytique décrivant le problème mécanique rencontré en configuration « disque rigidifié » est développé. Il permet de calculer les moments de flexion induits par les CR d'usinage à partir de la mesure de déformée du disque.

Le modèle analytique, est mis en œuvre en tournage sur une pièce axisymétrique, ce qui constitue un problème relativement complexe. Par exemple, cette méthode pourrait être employée sur des géométries plus simples de type poutre ou plaque pour calculer les moments de flexion induits par le fraisage. Cette méthode peut être une alternative à la mesure systématique de profils de contrainte en profondeur par DRX. Cependant, elle permet seulement d'obtenir les moments de flexion induits par les CR d'usinage sans avoir d'information sur leur répartition en profondeur.

Enfin, dans le cadre de la simulation des distorsions créées par les CR d'usinage, l'utilisation de moments de flexion, comme condition initiale de simulation d'une opération, pourrait être intéressante. Cette méthode nécessite l'utilisation d'éléments de type coque afin de pouvoir y appliquer des moments. Une première méthode consiste à modéliser les parties minces d'une pièce par des éléments de type coque et le reste de la pièce en volumique en maîtrisant le raccord entre ces deux types d'éléments. Une deuxième méthode consiste à modéliser toute la pièce en volumique et à venir coller des éléments de type coque à la surface des parties minces. Cette méthode demande aussi un calibrage précautionneux afin de ne pas introduire de rigidité supplémentaire avec les éléments de type coque. L'utilisation de moments pourrait constituer une alternative à l'utilisation de profils de CR mesurés expérimentalement. Ainsi, le raffinement intempestif du maillage en surface pourrait être évité.

# Chapitre 4

## **4. Modélisation et compensation du défaut d'undercut lié à la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage**

4.1. Introduction .....	130
4.2. Analyses préliminaires : Modélisation du défaut d'undercut par une méthode analytique.	130
4.3. Article soumis dans IJAMT : Modélisation du défaut d'undercut par une méthode numérique.....	135
1. Introduction .....	136
2. Case study.....	137
3. Cutting force model considering tool wear .....	139
4. Modelling of location dependant stiffness.....	143
5. Undercut simulation and compensation .....	144
6. Conclusions .....	149
4.4. Analyses complémentaires : Modélisation et compensation du défaut d'undercut.....	151
4.5. Bilan et perspectives.....	155

## 4.1. Introduction

Le troisième volet de la thèse concerne le développement de stratégies d'anticipation et de compensation des défauts géométriques. Ce chapitre traite de la modélisation du défaut d'undercut créé par la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage en raison des efforts de coupe. Ce phénomène est responsable de plus de 80 % des défauts géométriques dans la plupart des cas étudiés dans l'article JMP au §3.3. Par conséquent, la modélisation et la compensation de ce phénomène permettraient de réduire considérablement les défauts géométriques rencontrés en finition sur des pièces minces. Le reste des défauts est principalement lié au rééquilibrage des Contraintes Résiduelles (CR) pré-usinage ou à l'introduction de CR d'usinage dans la Zone Affectée par le Procédé d'Usinage (ZAPU). La modélisation des distorsions liées à ces deux phénomènes n'est pas traitée dans ce chapitre. Ces thèmes font actuellement l'objet de développements au sein du groupe SAFRAN.

Le défaut d'undercut est modélisé en utilisant une approche classique de la littérature scientifique présentée dans l'état de l'art (cf. §1.4.1). Cette méthode consiste à combiner un modèle d'efforts de coupe avec un modèle de raideur locale de la pièce afin de simuler la déformation globale de cette dernière en statique. Le principal apport de ces travaux dans ce domaine est la prise en compte de l'usure de l'outil dans le modèle d'efforts de coupe, et donc l'impact sur la déformation globale. En effet, les résultats de l'article JMPT au §2.4 montrent que, dans le cas de l'Inconel 718, les efforts de coupe augmentent significativement au cours de l'usinage en fonction de l'usure de l'outil.

Les développements présentés dans ce chapitre sont synthétisés dans le logigramme en Figure 4.1. Dans un premier temps, le défaut d'undercut est modélisé par une méthode mixte : analytique et numérique. Dans un second temps, une méthode numérique est utilisée dans le but de proposer une approche généralisée et d'accélérer les temps de calcul. Cette méthode est présentée dans l'article IJAMT au §4.3. Enfin, une stratégie de compensation du défaut d'undercut est présentée.

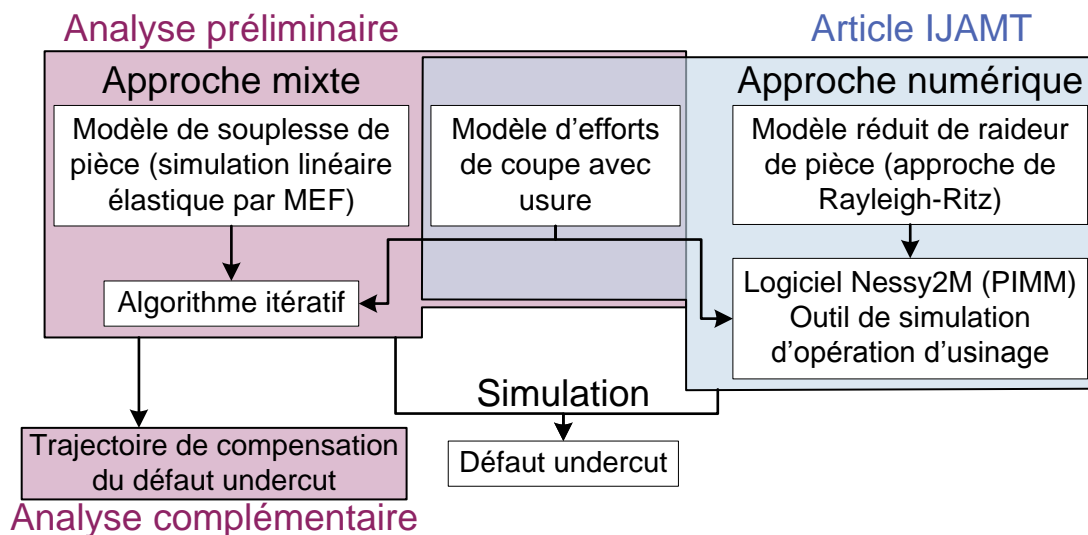


Figure 4.1. Logigramme des développements présentés dans le chapitre 4.

## 4.2. Analyses préliminaires : Modélisation du défaut d'undercut par une méthode analytique

Les travaux préliminaires réalisés au cours de la thèse, relatifs à la modélisation du défaut d'undercut, ont fait l'objet de deux communications orales :

- Conférence MUGV, Bordeaux, 2018,
- 17<sup>ème</sup> conférence internationale CIRP CMMO, AMRC Sheffield, 2019.

D'une part, le modèle d'efforts de coupe en fonction de l'usure de l'outil est un modèle issu des développements de l'article JMPT au §2.4 et adapté à une approche numérique. Ce modèle est identifié dans l'article IJAMT présenté au §4.3. D'autre part, le choix est fait de modéliser la souplesse plutôt que la raideur ce qui revient au même, la première étant l'inverse de l'autre. Ces deux modèles sont combinés afin de simuler une passe de dressage en statique par l'intermédiaire d'un algorithme itératif. Le logigramme de l'algorithme développé est présenté sur la Figure 4.2. Pour chaque position radiale  $R_i$  le long de la trajectoire de l'outil, une boucle de convergence permet d'atteindre l'équilibre en efforts entre la composante de pénétration  $F_p$  de l'outil et l'effort élastique  $F_{fl}$  lié à la déformation de la pièce. Le paramètre optimisé à l'issue de la convergence est la profondeur de passe réelle simulée notée  $a_{ps}$ .

Une condition géométrique supplémentaire à respecter est l'égalité  $a_{pn} = a_{ps} + f_s$  où  $a_{pn}$  est la profondeur de passe nominale et  $f_s$  est la déflexion de la pièce simulée en face de l'outil.

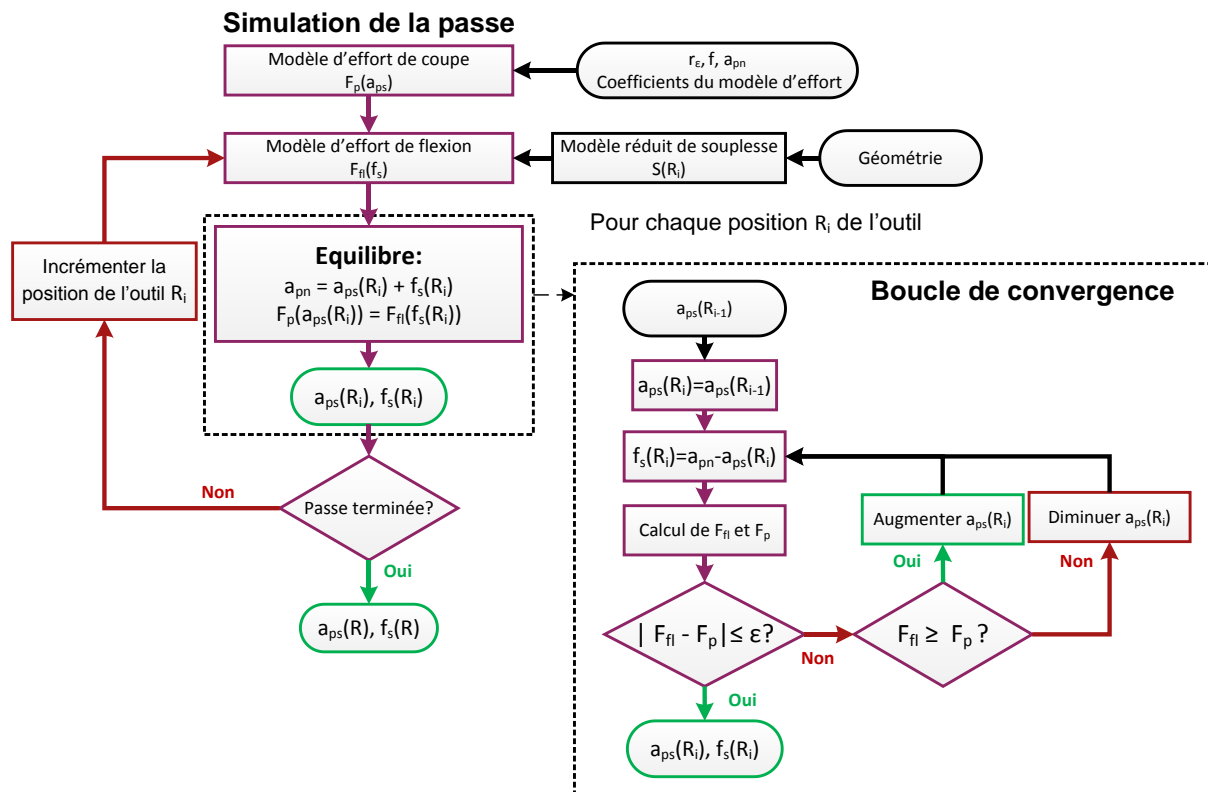


Figure 4.2. Logigramme de l'algorithme de simulation du défaut d'undercut.

Le modèle de souplesse locale de la pièce est déterminé par simulation linéaire élastique en utilisant la méthode des éléments finis (MEF). La géométrie réelle de la surface à usiner est scannée grâce au profilomètre laser (cf. article JMP au §3.3). Le profil moyen de cette surface est utilisé pour reconstruire le modèle géométrique de la pièce afin de représenter au mieux la géométrie réelle (undercut inclus) et son impact sur la souplesse identifiée. La déflexion  $d$  de la pièce en face de l'outil est calculée pour différentes positions radiales le long de la trajectoire de l'outil. Enfin, les points calculés sont interpolés par une fonction puissance de la position radiale de l'outil. Cette fonction constitue un modèle de souplesse locale de la pièce. Cette interpolation est adaptée pour un disque annulaire. En effet, le terme prédominant de la solution analytique en déflexion, dans le cas d'un disque annulaire encastré sur son diamètre intérieur et soumis à un effort ponctuel  $F_p$  normal à sa surface à la position radiale  $R$ , est un terme d'ordre 4 en  $R$  (Young et al., 2002). Pour une pièce plus complexe, il faudrait adapter la méthode d'interpolation. Ainsi, la souplesse locale  $S$  du disque en face de l'outil est exprimée en fonction de la position radiale de l'outil d'après l'équation Eq. 4.1. Les constantes  $a$  et  $b$  sont identifiées par minimisation de l'écart entre la fonction puissance et la mesure.

$$S(R) = \frac{d(R)}{F_o} = a.R^b \quad (4.1)$$

L'algorithme présenté ci-dessus est mis en œuvre pour simuler trois opérations de dressage successives, notées  $P_1$ ,  $P_2$  et  $P_3$ , sur un disque. Un modèle éléments finis de la pièce est reconstruit avant chaque passe de dressage en scannant la surface à usiner. Un modèle de souplesse locale est alors déterminé pour chacune des trois géométries réelles (Figure 4.3). Le disque est de plus en plus souple après chaque passe.

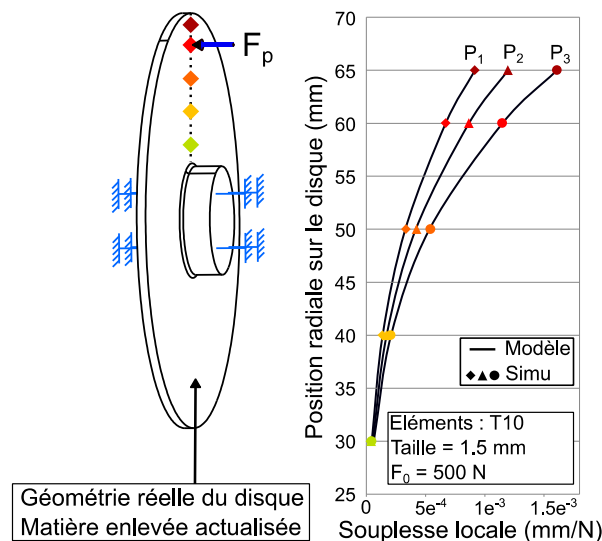


Figure 4.3. Modèle de souplesse locale du disque avant chaque passe de dressage.

En l'absence de compensation, le défaut d'undercut s'accumule passe après passe comme montré dans l'article JMP au §3.3. Il est donc nécessaire de prendre en compte le défaut d'undercut créé pendant les passes précédentes pour simuler la passe courante. Le profil moyen de la surface usinée après chaque passe est représenté sur la Figure 4.4. Ce profil moyen contient à la fois une information sur le défaut d'undercut et sur les distorsions liées aux CR d'usinage et pré-usinage. Le défaut d'undercut, symbolisé par  $e_{nc}(R)$  (épaisseur non coupée), et la distorsion locale liée aux CR  $d_{CR}(R)$  sont regroupés en une seule contribution notée  $e_{nc CR P_i}(R)$  et représentés à la position radiale  $R$  sur la Figure 4.4.



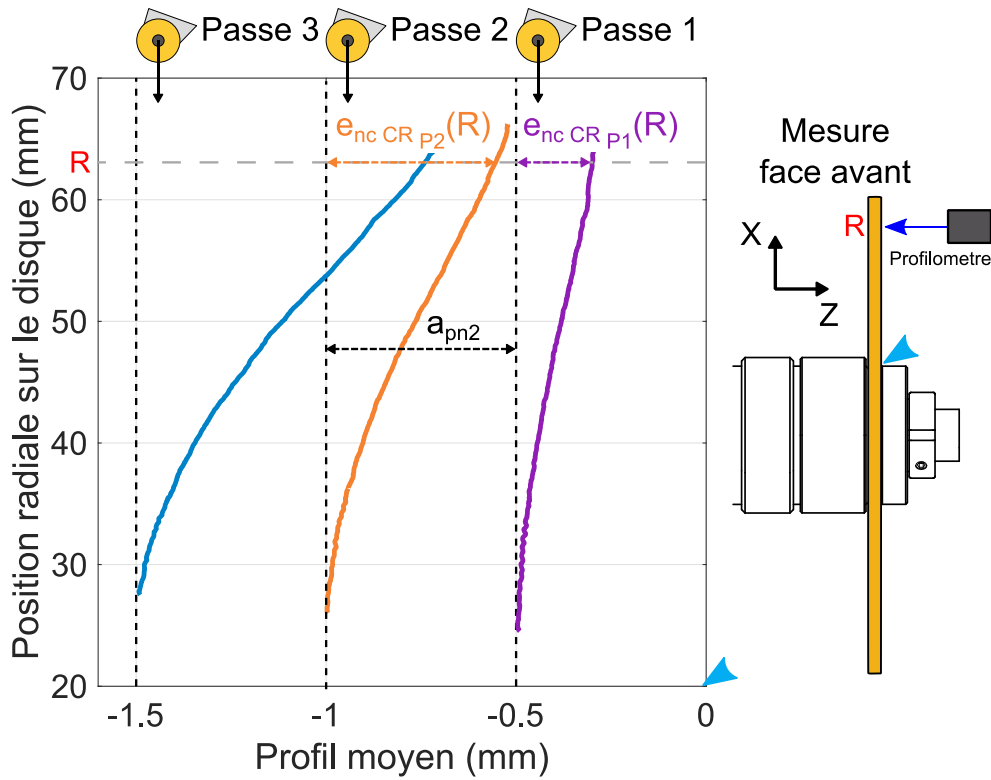


Figure 4.4. Profil moyen de la surface usinée. Trois passes de dressage successives -  $V_c = 35$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.

Pour simuler la passe  $P_N$ , la profondeur de passe nominale réelle  $\overline{a_{pn N}}$  (la barre signifie que c'est une grandeur réelle) n'est plus constante mais dépend de la position radiale  $R$  en raison de la présence de matière non coupée et de distorsion pendant la passe  $P_{N-1}$  (cf. Eq. 4.2).

$$\overline{a_{pn N}(R)} = a_{pn N} + e_{nc CR P_{N-1}}(R) \quad (4.2)$$

De même, la déflexion réelle de la pièce en face de l'outil  $\overline{f_{s N}(R)}$  est égale à la flèche liée aux efforts de coupe  $f_{s N}(R)$  à laquelle il faut ajouter l'épaisseur non coupée et la distorsion à la passe précédente  $e_{nc CR P_{N-1}}$  (cf. Eq. 4.3).

$$\overline{f_{s N}(R)} = f_{s N}(R) + e_{nc CR P_{N-1}}(R) \quad (4.3)$$

En définitive, la condition d'équilibre en déformation :

$$\overline{a_{pn N}(R)} = \overline{f_{s N}(R)} + a_{ps N}(R). \quad (4.4)$$

devient d'après Eq. 4.2 et 4.3:

$$a_{pn N} = f_{s N}(R) + a_{ps N}(R). \quad (4.5)$$

Ainsi, l'épaisseur non coupée et les distorsions apparues aux passes précédentes ne sont pas prises en compte dans la boucle de convergence. Elles sont uniquement prises en compte dans la détermination du modèle de souplesse locale de la pièce qui décrit la géométrie réelle.

Les trois passes de dressage sont simulées en utilisant l'algorithme présenté à la Figure 4.2 et les résultats sont exposés sur la Figure 4.5. Étant donné que le modèle de souplesse locale du disque est déterminé avant chaque simulation à partir de la mesure de la géométrie de la surface usinée précédente, ces trois simulations sont par conséquent indépendantes. Elles peuvent être considérées comme trois simulations permettant de valider le concept pour trois géométries de disque différentes. Le profil moyen simulé est obtenu en additionnant le profil moyen de la surface usinée avant la passe

et la profondeur de passe simulée pendant la passe. Ainsi, les courbes violettes simulées ne contiennent pas les défauts liés aux CR qui auraient pu apparaître pendant la passe. L'écart entre les profils moyens expérimentaux et simulés est donc lié à :

- L'erreur de prédiction sur  $F_p$ ,
- L'erreur sur la prédiction de la souplesse locale,
- L'apparition de distorsions liées aux CR d'usinage et pré-usinage qui ne sont pas prises en compte dans cette méthodologie.

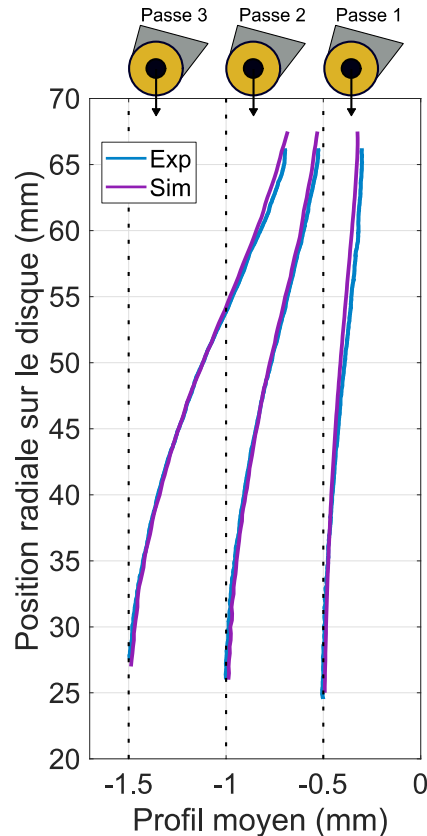


Figure 4.5. Simulation de trois passes de dressage sur un disque mince -  $V_c = 35$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.

En définitive, cette approche est rapide à mettre en œuvre pour des géométries simples et permet de simuler correctement le défaut d'undercut. Cette méthode demande que le modèle d'efforts de coupe soit précis. Plus la pièce est souple, plus une erreur de prédiction de  $F_p$  pourra avoir des conséquences sur la prédiction de la déflexion. Aussi, la méthode de détermination de la souplesse locale de la pièce par simulation linéaire élastique en utilisant la méthode des éléments finis a ses limites. En effet, elle nécessite d'effectuer une simulation éléments finis pour chaque position testée le long de la trajectoire de l'outil. Pour les pièces simulées dont la géométrie est complexe, il est nécessaire d'augmenter le nombre de points de simulation le long de la trajectoire. Pour les pièces de grande dimension, les modèles ont souvent nombre important de degrés de liberté. Le temps de calcul peut ainsi devenir déraisonnable dans un contexte industriel d'anticipation de ces défauts dans la chaîne numérique de fabrication. C'est pour cette raison qu'une approche numérique utilisant un modèle réduit de raideur de la pièce est envisagée dans l'article IJAMT au §4.3. Cette approche ne nécessite qu'une seule simulation éléments finis.

### 4.3. Article soumis dans IJAMT : Modélisation du défaut d'undercut par une méthode numérique.

An approach, considering tool wear, to simulate undercut error when machining thin workpieces

International Journal of Advanced Manufacturing Technology

Bastien Toubhans<sup>\*ac</sup>, Philippe Lorong<sup>b</sup>, Fabien Viprey<sup>a</sup>, Guillaume Fromentin<sup>a</sup>, Habib Karaoui<sup>c</sup>

*a : Arts et Metiers Institute of Technology, LABOMAP, UBFC, HESAM Université, F-71250 Cluny, France*

*b : Arts et Metiers Institute of Technology, CNRS, Cnam, HESAM Université, 151 boulevard de l'Hopital, 75013 Paris, France*

*c : SAFRAN S.A., Research & Technology Center, F-78772 Magny-les-Hameaux, France*

[Soumis]

#### Abstract

In-process workpiece elastic deformation is the major source of geometrical error when machining low-stiffness workpieces. It creates an undercut error which needs to be corrected by numerous iterative and time-consuming machining operations. For this reason, cutting process simulation is growing in interest. When dealing with large workpieces, the size of the model is a limiting factor due to the extended computing times necessary. This research work focuses on developing a generalised approach to tackle this challenge. The case study is the finish turning on thin Inconel 718 discs. The methodology relies on the coupling of a stiffness model and a cutting force model. The cutting forces are predicted by a mechanistic model taking tool wear into account. The wear effect is expressed using the cumulative removed volume. This flexible approach is generalised for different tool engagements. The workpiece stiffness is determined with a reduced numerical model using a modal basis. It results in a significant computing time reduction during the equilibrium balance convergence loop. Cutting tests are simulated in a dextral-based framework and undercut errors are compared to experimental observations.

#### Keywords

Machining simulation; Cutting force model; Tool wear; Elastic deformation; Turning.

## 1. Introduction

Elastic workpiece deformation related to cutting forces is one of the major responsible for dimensional errors when machining thin workpieces. As the part is pushed away from the tool during the cutting process, an undercut error appears. Some aerospace parts such as turbine discs are large and contain low stiffness portions which need to be machined to tight tolerances. The process simulation on such workpieces is complex and there is a need for the development of comprehensive, cost effective approaches to deal with this issue. Other phenomena may induce part distortion during machining and thus dimensional errors on the finished part: clamping, inertial effects or vibrations, initial residual stresses rebalancing following matter removal, machining-induced residual stresses. In many cases these latter phenomena have a negligible effect undercut error. This research work focuses on the modelling of undercut related to static workpiece deformation under cutting forces.

Three major issues are identified: the varying workpiece stiffness along the tool path, the cutting force evolution with tool wear and the varying stiffness due to material removal. The last one is not handled in this study as its effect is marginal in most finishing operation, where a small quantity of material is removed. The majority of studies dealing with undercut are about the milling of thin workpieces such as large thin-walled structural parts or complex shapes such as turbine blades [1]–[5]. Several research works are available to predict or compensate the undercut error. Most of them are offline methodologies and rely on the coupling of a workpiece stiffness model and a cutting force model. An iterative algorithm based on a convergence loop at successive tool positions is often used to either model the workpiece deformation or to generate a compensated tool path prior to machining [1], [3], [6]–[8].

Concerning the first issue, varying workpiece stiffness along the tool path, numerous researchers use Finite Element Methods (FEM) to simulate workpiece displacement under cutting forces [1], [2], [9]. For simpler workpieces, the use of analytical models may be appropriate. A turbine blade is described using the plate theory in [3]. FEM and beam models are tested to describe the dynamic response of an end mill in [8]. The beam theory appears to be a suitable compromise for accuracy and computing time in this case. However, these approaches are either too specific to one application or time consuming when working with large FE models. In order to model the dynamic response of a machining system, it is possible to reduce the complexity of the model using Rayleigh-Ritz approach [10]. It consists in describing the dynamic or static response of a system using only the first vibration modes.

The second problematic (*i.e.* the evolution of cutting forces with tool life) is critical when working with difficult to cut material such as Inconel 718. In most studies, only the passive cutting force, normal to the machined surface, is considered. Indeed, the workpiece stiffness in the normal direction, relative to the machined surface, is far inferior to the one in the tangent direction. Also, workpiece displacement in the machined surface plane does not modify the uncut chip section contrary to deformation in the normal direction. Then, the problem can be correctly described by the cutting force component and the workpiece stiffness in the normal direction only. Cutting force models are readily available; many of them are derived from Armarego's early work on mechanistic approaches describing cutting parameter and tool geometry. A linear formulation is used in [1] and [8] to express the normal cutting force using the uncut chip section. A mechanistic approach using a linear function of the uncut chip thickness is used in [3]. However, none of the studies, dealing with undercut prediction, include tool wear effect in the cutting force model. And yet, in the case of Inconel 718, tool wear has a significant impact on cutting forces [11]. Especially the passive cutting force which can be multiplied by up to 4 during a normal tool life as found in previous study in the studied conditions [12].

Regarding correction of undercut, two different approaches are present in the literature: the compensation of workpiece deformation and the control of deformation. On the one hand, the compensation strategies largely rely on modifications of the tool trajectory. In [2], the authors insist on the fact that during a multilayer removal process, the undercut at the previous pass has an effect on the current pass. By introducing the error made at the previous pass in the iterative process, the undercut is reduced and more uniform. On the other hand, the control strategy aims at accurately predicting the deformation to control the error and reduce it. These methods largely rely on the modifications of cutting parameters. For example, [3] proposes a variable depth of cut approach to optimise a material removal sequence and not exceed a deformation threshold. Another strategy is used in [1] to homogenise the workpiece deformation by modulating the feed rate. The feed rate and end mill tilt angle are modified in [4] to minimise deformations and vibrations. These offline strategies are elaborated prior to machining.

This research work focuses on the modelling of static *in-process* elastic workpiece deformation induced by cutting forces for an operation during which cutting forces significantly increase with tool wear. The main goal is to propose a comprehensive approach to model undercut error occurring when machining low stiffness workpieces. The case study, presented in section 2, is the finish turning of thin Inconel 718 discs. First, a cutting force model considering tool wear is developed in section 3. The tool wear effect is expressed in terms of accumulation of local removed material volume. This makes it possible to take into account a variation in the tool/matter engagement without having to modify the cutting law. Then, a method based on the use of a reduced modal basis is proposed to model the variable stiffness along the tool path in section 4. The solutions are then implemented in a general dixel-based framework and the case study is simulated in section 5. The simulated undercut is compared to experimental observations.

## 2. Case study

Face turning operations are performed on 3 mm thick Inconel 718 discs. A round coated carbide tool is used in flood cooling lubrication conditions. The nose radius, flank angle and rake angle are respectively equal to 4 mm,  $7^\circ$  and  $0^\circ$ . The disc is clamped on a shaft and free to deform from the radial positions 20 to 68.5 mm (Fig. 1). The resulting disc geometry is scanned using two laser sensors after machining (Micro-Epsilon, ref: optoNCDT 1420-ILD10). The sensors are placed on either sides of the disc. This allows comparing the local thickness of the disc before and after machining and then to compute the real depth of cut. The average undercut during the first face turning operation is represented on Fig. 1 for a disc machined with a fresh tool at  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev and  $a_p = 0.5$  mm under flood cooling lubrication. As can be seen on Fig. 1, the undercut error is not constant. Indeed, the disc stiffness at the tool location is varying along the tool path. The disc is stiffer close to the clamping location (anchor point marked with a red arrow).

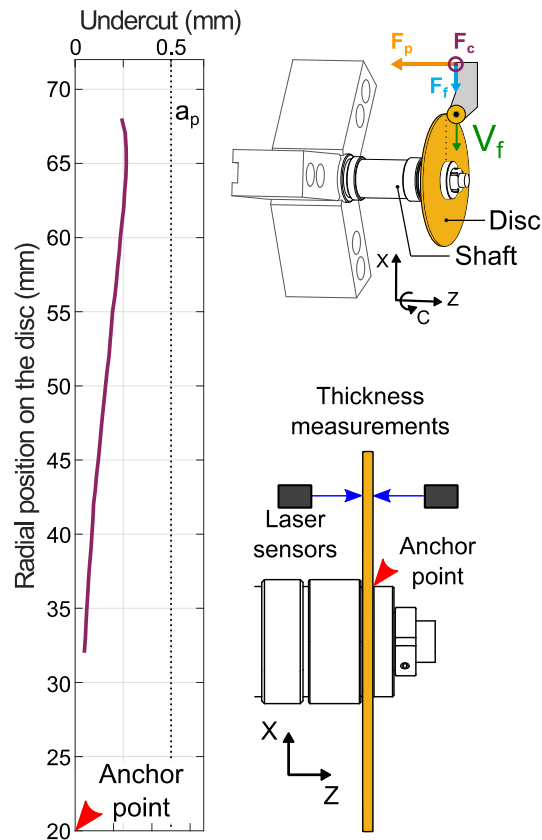


Fig. 1. Average undercut error measured on a disc machined with a fresh tool -  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev,  $a_p = 0.5$  mm.

Additionally, in the case of Inconel 718 and other “hard to cut” materials, cutting forces are highly sensitive to tool wear as highlighted in [12]. The passive cutting force evolution during a similar operation on a rigid workpiece with a constant engagement is shown on Fig. 2. The passive cutting force increase by 35% during the pass.

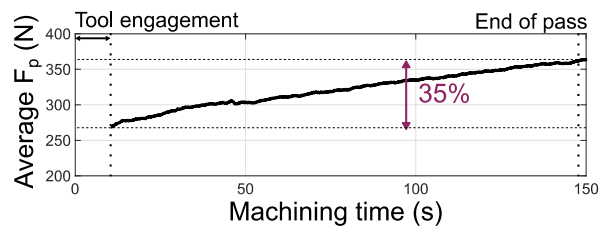


Fig. 2. Passive cutting force increase due to tool wear during a pass with constant engagement (*i.e.* rigid workpiece) -  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev,  $a_p = 0.5$  mm.

To sum-up, cutting forces evolve during the pass due to varying stiffness causing the tool engagement to change. Also, tool wear is causing the cutting forces to increase. Thereby, workpiece elastic deformation and cutting forces are coupled. As the workpiece deforms, the cut section is reduced and so are the cutting forces. A stiffness model of the workpiece and a cutting force model, including tool wear effect, must be developed to tackle this issue.

### 3. Cutting force model considering tool wear

In this study, a mechanistic approach is used [12]. Experimental observations of cutting forces during tool life are first presented. Then, a local force model taking tool wear into account is developed.

#### 3.1. Cutting forces evolution during tool life

Long face turning tests are performed on a massive workpiece until the tool is deemed worn. Cutting forces are continually measured in the machine coordinate system during the tool life. As expected, cutting forces increase with tool wear. In the studied case, cutting forces evolution follows the same pattern as the classic tool wear evolution [11] as shown in Fig. 3. Cutting forces rapidly increase during a short running-in period. Then, the increase is almost linear during the controlled wear region. Finally, an inflexion in the cutting forces evolution occurs at the end of the controlled wear region and leads to the end of the tool life. During this last period, cutting forces increase quickly. The passive cutting force growth factors are displayed in Fig. 3 at the end of the controlled wear region and at the end of tool life for different cutting conditions. The passive cutting force  $F_p$  may increase by a factor equal to 3.5 during the controlled wear period. The workpiece elastic deformation is proportional to the passive cutting force. Hence, it is critical to take tool wear into account when modelling cutting forces during the tool life.

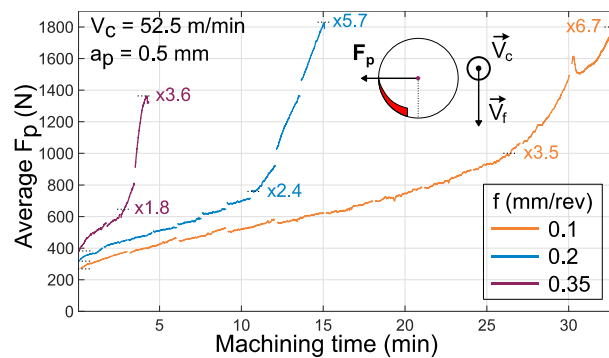


Fig. 3. Passive cutting force increase during tool life for three different feed values. The growth factors are displayed at the end of the controlled wear region and the end of tool life.

The passive cutting force growth, relative to the initial passive force levels measured with a fresh tool, is plotted against the cumulative removed volume for different cutting tests at different feeds and constant cutting speed and depth of cut on Fig. 4. It appears that the growth slopes are similar for all the tests during the running-in and controlled wear region. Only the end of the controlled wear period differs from one test to another. Consequently, based on this analysis on global forces, the cumulative removed volume seems to be a suitable indicator to model the effect of tool wear on cutting forces. It is continuously measurable without stopping the machining process and can be used in any kind of cutting operation.

Further tests showed that cutting speed has an important impact on the cutting force growth slope. Higher cutting speeds lead to a steeper slope [12] (*voir aussi Annexe A.3.2*). Thus, a model designed to predict cutting forces evolution with tool wear for different cutting speed should take  $V_c$  into account in its formulation [12]. This research work focuses on the tests performed at  $V_c = 52.5$  m/min so  $V_c$  is not added to the following formulation.

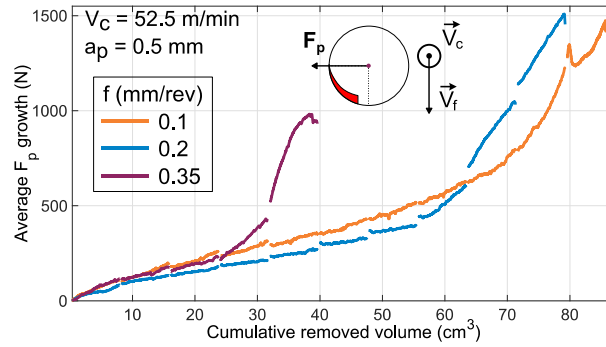


Fig. 4. Passive cutting force growth during tool life relative to the cumulative removed volume of material.

### 3.2. Mechanistic cutting force model development

A local mechanistic approach considering tool wear is developed to model cutting forces evolution during the running-in and controlled wear regions. The cutting edge discretisation method is used to identify the model coefficients. To do so, the cutting edge is separated in numerous elementary tools. Local cutting forces are expressed on each elementary tool  $i$  in two directions as shown in Fig. 5:  $f_{vi}$  parallel to the cutting speed direction (neglecting feed motion) and  $f_{hi}$  normal to the cutting edge and  $f_{vi}, f_{hi}$  is oriented toward the part.

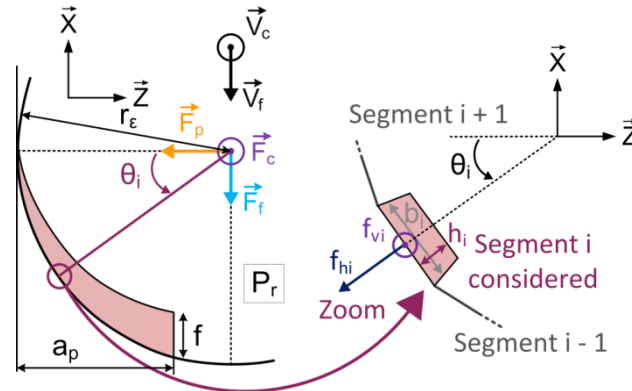


Fig. 5. Round tool engagement. Orientation of local and global forces in the machine coordinate system.

The model is separated in two parts as shown in Eq. 1. The first part is the cutting forces obtained when using a fresh tool. This term is a linear function of the local cut thickness  $h_i$ . The width of the elementary tool  $i$  is  $b_i$ . The  $k_{cv} \cdot h_i$  term is the “cut effect” which mainly describes the local cutting force created by the sliding of the chip on the rake face. The  $k_{ev}$  term is the “edge effect” which mainly describes the local cutting force created in the area where the cut material is separating from the workpiece. The second part of Eq. 1 is the influence of tool wear. This term is added to the “edge effect” in order to describe the increasing ploughing effect due to tool wear. It is modelled using the local cumulative removed volume  $crvol$ . This quantity can be continuously measured during the cutting process and locally formulated in a numerical approach. Practically,  $crvol$  is computed by accumulating the local swept volume at each time step and for each elementary tool as pictured later in Fig. 7. This method is flexible as it can be used for operations with varying engagement of the tool. During the identification process, as the cutting tests are performed with constant engagements,  $crvol$  is expressed as follow:  $crvol = b \cdot h \cdot V_c \cdot t$ , where  $t$  is the total machining time and  $V_c$  is the cutting speed.



$$\begin{cases} f_{v,i} = b(\underbrace{k_{cv} \cdot h_i + k_{ev}}_{\text{Fresh tool}} + \underbrace{k_{wv} \cdot crvol^{n_{wv}}}_{\text{Wear effect}}) \\ f_{h,i} = b(\underbrace{k_{ch} \cdot h_i + k_{eh}}_{\text{Fresh tool}} + \underbrace{k_{wh} \cdot crvol^{n_{wh}}}_{\text{Wear effect}}) \end{cases} \quad (1)$$

All local cutting forces are computed, they are projected on the machine coordinate system and summed to compute global cutting forces. Finally, a least mean square algorithm is used to identify the model coefficients in order to minimise the difference between modelled and measured forces. The identification results are gathered in Table 1. The data sample is composed of a discretisation of the cutting force evolution curves ( $F_c$ ,  $F_f$  and  $F_p$ ) during the three cutting tests shown in Fig. 4. Simulation results and data sample used for the identification are displayed in Fig. 6. The three global cutting force components are accurately simulated during the running-in and controlled wear region of the tool life. Concerning the simulation of the passive cutting force  $F_p$ , which is the main responsible for in-process workpiece elastic deformation, the average relative error and the maximum error are equal to 4% and 11% respectively. The error tends to increase and reach a maximum at the end of the controlled wear region if the simulated slope is off. For example, the simulated  $F_p$  slopes with a 0.1 and 0.2 mm/rev feed are respectively slightly underestimated and overestimated. In a previous study, similar cutting tests displayed good repeatability during the running-in and controlled wear region [12]. However, the occurrence of the inflexion leading to the end of tool life may vary in time. As a consequence, this model is to be used carefully so as not to exceed the end of the controlled wear period point beyond which it is not valid.

Table 1. Cutting force model identification results.

Global forces	Local forces	Identified components			
		Fresh tool		Wear effect	
$F_c$	$f_v$ (N)	$k_{cv}$ (N.mm <sup>-2</sup> )	2681	$k_{wv}$	51
		$k_{ev}$ (N.mm <sup>-1</sup> )	54	$n_{wv}$	0,46
$F_f, F_p$	$f_h$ (N)	$k_{ch}$ (N.mm <sup>-2</sup> )	827	$k_{wh}$	83
		$k_{eh}$ (N.mm <sup>-1</sup> )	119	$n_{wh}$	0,75

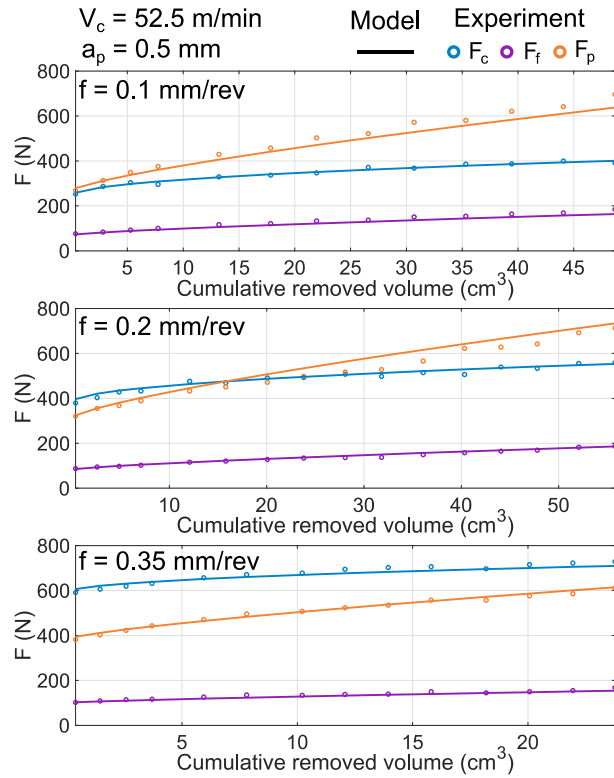


Fig. 6. Cutting force evolution simulation during running-in and controlled wear regions vs experimental measurements.

The developed model allows simulating cutting forces evolution during most of the tool life. The usage of a cumulative quantity such as the local removed volume can be generalised to different cutting operations and cutting tools.

*Remarque : Ce modèle est validé pour des essais réalisés avec des paramètres de coupe hors de la plage utilisée pour l'identification. Les résultats sont présentés en Annexe A.3.1.*

## 4. Modelling of location dependant stiffness

### 4.1. Stiffness model reduction approach

Finite element models describing large workpieces are often composed of an important number of degrees of freedom. Using these models to simulate workpiece displacement for several tool locations is time-consuming and hence not practicable. In order to reduce the computational time, a reduced model using Rayleigh-Ritz approach [10] may be used to describe the workpiece behaviour.

The key principle of this approach is that only the low-frequency phenomena, *i.e.* the first modes of vibrations, are significantly contributing to the global deformation of the machining system. Then, the workpiece model initial degree of freedom vector  $q_w$  containing  $N$  degrees of freedom can be approximated in the following form:  $q_w = \varphi_w \cdot \alpha_w$ . In this formulation,  $\alpha_w$  is the new unknown reduced degree of freedom vector of size  $n$ , where  $n \ll N$ . And  $\varphi_w$  is a rectangular matrix of size  $N \times n$  containing the shape functions associated to the  $n$  first eigen modes chosen to describe the workpiece response. The amount  $n$  of chosen eigen modes depends on the modal density for low eigen frequencies. However, for simple workpieces, this number is generally quite low ( $< 10$ ). It results in a drastic reduction of the degree of freedom allowing for rapid computation of dynamical/static balance under machining loads.

The most time-consuming part of this approach is the computation of the matrix  $\varphi_w$ . To do so, finite element modal analysis is performed on the initial workpiece model. The finite element model often has to be optimised to best fit the real machining system response. This is generally due to the difficulty of correctly representing the boundary conditions. In the studied case, eigen frequencies are measured on the machining system, *i.e.* when the workpiece is clamped and ready for machining. The system transfer function is obtained with hammer impacts and accelerometers placed on the workpiece. Then, the first workpiece eigen modes are extracted and  $\varphi_w$  is computed.

Furthermore, the workpiece stiffness evolves during the pass due to material removal. Even if the removed material amount, in finishing conditions, is low, the contributions of this material quantity on stiffness might not be negligible in the case of low-stiffness workpieces. In the studied case, FEM simulations show that the local disc stiffness is very little influenced by material removal during a face-turning operation performed from the exterior to the interior diameter. Indeed, the majority of the stiffness is provided by the region of the disc which is not yet machined. As a consequence, the workpiece stiffness during material removal is not updated in this work.

### 4.2. Model reduction applied to the studied case

Hammer impact tests are performed *in situ* on the disc presented in Fig. 1 before machining while it is clamped on its shaft. The acquired system transfer function is modelled and the first eigen frequencies are extracted (Table 2). Then, a FE model of the shaft assembly is set up based on its nominal dimensions. The disc is modelled perfectly flat and with a constant thickness equal to the average disc thickness measured experimentally (2.96 mm). The flatness error measured at  $60 \mu\text{m}$  is not modelled. The rest of the machine is not modelled. After verification by simulation, because the workpiece is so thin, only its related eigen modes are relevant to describe the system dynamical response during machining. A first modal analysis is performed with the nominal geometry and nominal material data : Young's modulus = 208 GPa, bulk density =  $8220 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$  and Poisson's ratio = 0.32. The simulated eigen frequencies of this original model are shown in Table 2. The high values of relative error (cf. Table 2) show that this model poorly describes the system dynamic response.

In order to better fit the real experimental set-up, the FE model boundary conditions and Young's modulus value are optimised. Changing the shaft diameter at the clamping location homogenises the ratio between simulated and measured eigen frequencies. Indeed, in the studied case, the low frequency modes are more sensitive to boundary conditions than the high frequency ones (cf. original model in Table 2). Once the ratio is consistent for all measured modes, it is brought closer to 1 by adjusting the material Young's modulus. In this case, the optimised Young's modulus is equal to 191 GPa which is 8% lower than the nominal value for Inconel 718. The material bulk density and Poisson's ratio are unchanged. The simulated eigen frequencies obtained with the optimised FE model are shown in Table 2 and the relative error with experimental measurements does not exceed 2.4%.

Table 2. Workpiece eigen frequencies, measured vs simulated with the original and optimised models.

Measured (Hz)	Original model		Optimised model	
	Simulated (Hz)	Relative error	Simulated (Hz)	Relative error
766	803	4,8%	760	-0,8%
759	803	5,8%	760	0,1%
842	940	11,6%	855	1,5%
997	1116	11,9%	1021	2,4%
1032	1116	8,1%	1022	-1,0%
1846	1957	6,0%	1851	0,3%
1878	1957	4,2%	1851	-1,4%
3138	3305	5,3%	3153	0,5%
3181	3305	3,9%	3153	-0,9%

The first 10 eigen frequencies are selected to build the reduced modal basis describing the machining system. The matrix  $\varphi_w$  is then computed following a modal analysis on the optimised FE model.

In the next section, the cutting force and stiffness models previously developed are implemented in the framework introduced in section 5.1. A face turning operation on a disc is simulated using this framework and the results are compared with reality.

## 5. Undercut simulation and compensation

### 5.1. Deformation modelling framework

The modelling methodology is based on an incremental approach to reproduce the relative motion between the cutting tool and the workpiece. Static deformation of the workpiece is considered during the machining operation. The flow chart in Fig. 7 summarizes the key steps of the simulation algorithm structure. The workpiece geometry is filled with dexels [13], [14]. The tool rake face is divided in several elementary tools and meshed using triangles. The tool rake face and workpiece interference is then computed at each time step and the swept volume is removed from the workpiece geometry (*i.e.* by updating of the dixel carpet). This approach is advantageous compared to analytical approaches which are restricted to specific usage. Indeed, it only requires a description of the tool and workpiece geometry as well as the tool path in order to compute the cutting amount. User defined laws are used to compute local cutting forces. The mechanical problem is solved by using a dynamic non-linear time domain approach. A reduced model is used to determine the local workpiece stiffness (cf. matrix  $\varphi_w$  in section 4.1). It greatly shortens computational times.

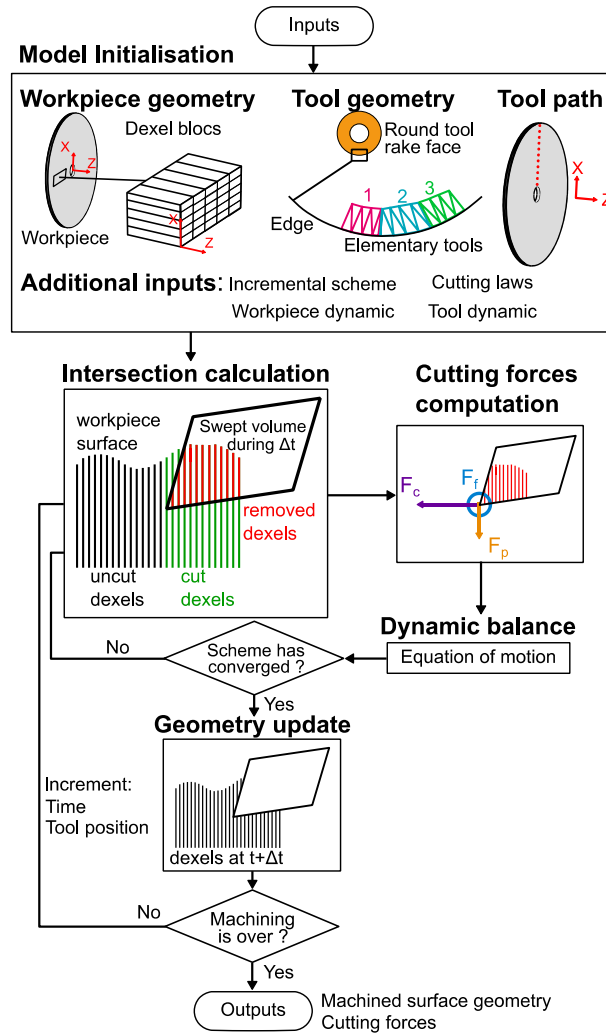


Fig. 7. General algorithm used to simulate a cutting operation.

## 5.2. Face-turning simulation on thin disc

A face turning operation is simulated on a disc with the previous framework. The nominal cutting conditions are  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev and  $a_p = 0.465$  mm. The face turning operation is performed from the radial position 68.5 mm, which is the maximum disc radius, to 29 mm using constant cutting speed. The workpiece geometry is filled with dexels whose axes are in the axial direction. The dixel lateral size is 0.03 mm and the numerical time step used for the simulation is equal to 0.5 ms. The tool motion with respect to the part is simulated, during one time step, by a straight segment. The previous data induced chord error on the tool trajectory that does not exceed 1  $\mu$ m. These two settings are essential to precisely describe the circular tool trajectory and to ensure numerical stability by cutting a sufficient amount of cut dixel at each time step, approximately 15 dexels in this case. The round cutting tool is defined by a 4 mm radius arc and discretised in 40 elementary tools with a 0.14 mm width (chord error 0.6  $\mu$ m). The workpiece reduced local stiffness model determined in section 4.2 is implemented. The cutting tool is considered perfectly rigid. At last, the cutting force model described in Eq. 1 and the model coefficients in Table 1 are used to define the cutting law. For the sake of giving an order of magnitude, the simulation time is 33 min on a computer with a 2.8 GHz 4-cores processor and 16 Go of RAM operating on a 64 bits system. This can be compared with the machining time which is 2.3 min. The machined surface 3D geometry is computed. However, due to the axisymmetric nature of the problem, only a profile  $P_s$  along the radius of the machined surface is extracted.

On the one hand, the simulated undercut is computed as the difference between simulated and nominal depth of cut:  $U_s = 0.465 - P_s$ . On the other hand, the average undercut  $U_m$  is measured on the real disc after the cutting test with the two laser sensors. The two undercuts  $U_s$  and  $U_m$  are displayed on Fig. 8. The error between measured and simulated undercut is  $\varepsilon = U_s - U_m$ .

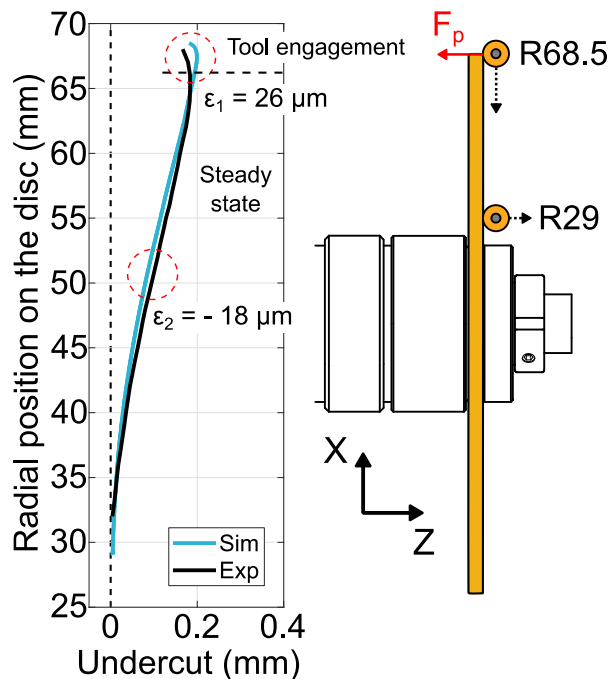


Fig. 8. Undercut simulation vs experimental measurements.

On the experimental black curve, the undercut tends to decrease as the tool gets closer to the disc anchor point, where it is the stiffest. However, the undercut is slightly lower at the beginning of the pass during the tool engagement transient regime. The simulation reproduces this transient regime but the undercut error is slightly overestimated. The most likely explanation for this phenomenon is that, for low cutting thickness, and therefore when the tool enters the material, the cutting law used is not sufficiently faithful. The maximum error reached in this region is  $\varepsilon_1 = 26 \mu\text{m}$ .

Otherwise, during the steady state, the simulated undercut is lower than the one obtained experimentally. The maximum absolute error is  $\varepsilon_2 = -18 \mu\text{m}$  at the radial position 52 mm. To better understand this error, experimental and numerical passive cutting force evolutions are displayed in Fig. 9 for a rigid workpiece and the studied flexible disc. During the test on a rigid workpiece, with a constant tool engagement, the cutting force model is able to accurately predict the passive cutting force growth with tool wear, which represents 80 N in 2.3 min). During the cutting test performed on the flexible disc (green curve), the passive cutting force increases and reaches a maximum at the end of the pass where the disc is the stiffest. However, the increase in passive cutting force due to tool wear appears to occur faster than during the test on the rigid workpiece. Despite the fact that the cumulative removed volume is 23% lower during the test on the flexible disc, the force level reached at the end of the pass are comparable with the one obtained on a rigid workpiece. Indeed, the depth of cut varies along the tool path due to the variation in disc stiffness. One can notice that the passive cutting force reached at the end of the simulation on the flexible disc (blue curve) is consistent with the 23% drop in removed volume which represents 30 N according to the force model. However, the cutting force error between measured and simulated data increases and reaches a maximum value at the end of the pass equal to 50 N. As a consequence, the error between the experimental and numerical undercut in the steady state region in Fig. 8 is mostly due to the undervaluation of the passive cutting force.

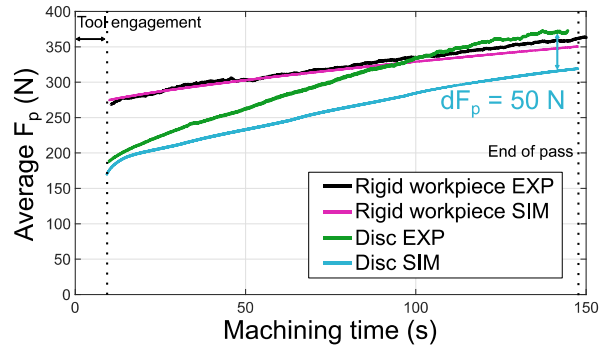


Fig. 9. Passive cutting force evolution - experimental vs simulation for a rigid workpiece and the flexible disc 1.

### 5.3. Discussions on the method

This method may appear cumbersome as a hammer impact test and a FE model optimisation have to be performed. Indeed, this procedure requires experimental and numerical skills. However, when machining high-added value parts with large dimensions and thin portions, engineers are struggling to choose a tool path. This is even more so if, as in the present case, tool wear significantly changes the cutting forces and therefore the part deflexion. Conservative approaches tend to limit the depth of cut and require frequent checks of part dimensions. The target dimensions are finally reached after several iterations. This method is time consuming and expensive. The methodology presented in this study may help to choose a tool path for effective finishing operations. It is intended to be used for finishing operations on high-added value workpieces where the important economical stakes justify the use of a high skill procedure.

Moreover, the FE model optimisation is intended to obtain an accurate model of the machining system. However, if the aim is to solely model static workpiece deformation, the optimisation step might not be necessary. Indeed, it is possible to use the original FE model based on nominal dimensions and material data and obtain satisfying results. The simulated machined surface average profile using the original FE model and the optimised one are compared in Fig. 10. The original model is stiffer than the optimised one due to the higher Young's modulus and overly constraining boundary conditions used. As a result, the simulated undercut is underestimated with the original FE model. The maximal absolute error between simulated and experimental results, obtained with the original FE model in the steady state region is equal to  $-31 \mu\text{m}$ . The optimisation step allows reducing this error by 42%.

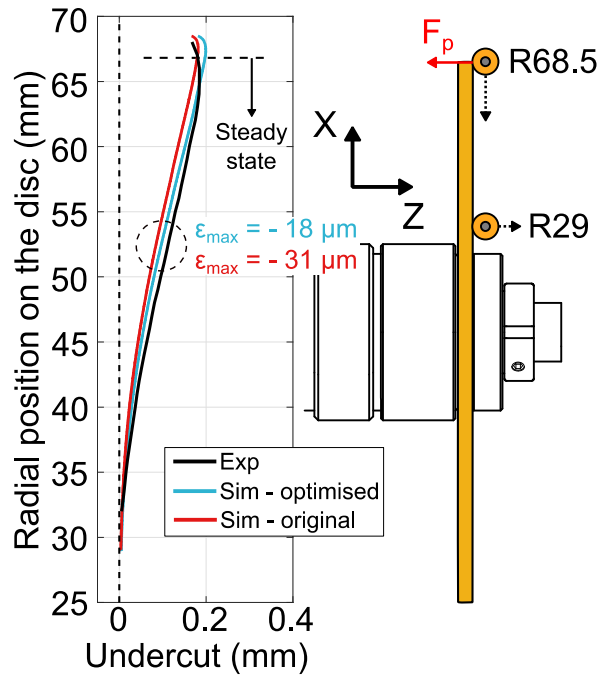


Fig. 10. Undercut simulation vs experimental measurements. Result comparison between the original and optimised FE models.

The simulation strategy relies on an accurate prediction of cutting forces and workpiece stiffness. Tool wear has a significant impact on cutting forces during tool life, especially for refractory alloys such as Inconel 718. The proposed cutting force model is able to predict cutting forces evolution with constant engagement (cf. section 3.2). However, during a pass with varying engagement (cf. Fig. 9), the model is not sufficiently faithful. The most obvious explanation is that cutting force evolution during tool life is not perfectly repeatable. Another possibility is that the proposed model is not suitable for varying engagements. Tool wear seems to be more important for small depth of cut than predicted by only taking the cumulative removed volume into account. It would be interesting to test this model with more complex contouring operations with different portions of the cutting edge being engaged along the tool path in order to design a more effective cutting law. Furthermore, as the wear rate is greatly impacted by cutting speed, the model would gain to add this effect in its formulation.



## **6. Conclusions**

This study presents a comprehensive approach to simulate the undercut error which appears when machining thin workpieces. A workpiece stiffness model and a cutting force model considering tool wear are implemented in a machining simulation framework. The machining system static response during cutting operations is correctly simulated. A methodology to create a reduced workpiece stiffness model based on Rayleigh-Ritz approach is presented. The method is generalised and allows for major computing time reduction. It requires numerical and experimental skills which are justified for high-added value parts. In this study, a mechanistic cutting force model taking tool wear into account is presented. It correctly predicts cutting forces evolution during tool life for constant engagement tests. However, the variability of cutting force evolution with tool wear remains an obstacle for the development of a robust model.

The presented framework is usable for a large variety of cutting operations. It is used here to simulate static response only. However, the approach is natively designed for dynamic simulations of cutting operations. A further step would be to use this method to develop compensating strategies in order to control or compensate the undercut. For example, considering the fact that a cutting force and a workpiece stiffness model are available, it would be straightforward to develop a compensating strategy with a constant engagement constraint. Indeed, with this constraint, there is a direct relation between cutting forces and the resulting workpiece displacement. Also, it would be interesting to add the contribution of machining induced residual stresses, and those present prior to machining, to workpiece distortion.

## **Acknowledgements**

This research did not receive any specific grant from funding agencies in the public, commercial, or not-for-profit sectors.

## References

- [1] Ma J, He G, Liu Z, Qin F, Chen S, Zhao X, Instantaneous cutting-amount planning for machining deformation homogenization based on position-dependent rigidity of thin-walled surface parts, *J. Manuf. Process.*, 2018, vol. 34, Part A, pp. 401–411.
- [2] Chen W, Xue J, Tang D, Chen H, Qu S, Deformation prediction and error compensation in multilayer milling processes for thin-walled parts, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2009, vol. 49, no. 11, pp. 859–864.
- [3] Yan Q, Luo M, Tang K, Multi-axis variable depth-of-cut machining of thin-walled workpieces based on the workpiece deflection constraint, *Comput.-Aided Des.*, 2018, vol. 100, pp. 14–29.
- [4] Huang T, Zhang X-M, Ding H, Tool orientation optimization for reduction of vibration and deformation in ball-end milling of thin-walled impeller blades, *Procedia CIRP*, 2017, vol. 58, pp. 210–215.
- [5] Wang J, Ibaraki S, Matsubara A, A cutting sequence optimization algorithm to reduce the workpiece deformation in thin-wall machining, *Precis. Eng.*, 2017, vol. 50, no. Supplement C, pp. 506–514.
- [6] Fei J, Xu F, Lin B, Huang T, State of the art in milling process of the flexible workpiece, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2020, vol. 109, no. 5, pp. 1695–1725.
- [7] Dépincé P, Hascoët J-Y, Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 2. Compensation of tool deflection, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2006, vol. 46, no. 9, pp. 945–956.
- [8] Dépincé P, Hascoët J-Y, Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 1. Prediction of milled surfaces, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2006, vol. 46, no. 9, pp. 937–944.
- [9] Ratchev S, Govender E, Nikov S, Phuah K, Tsiklos G, Force and deflection modelling in milling of low-rigidity complex parts, *J. Mater. Process. Technol.*, 2003, vol. 143–144, pp. 796–801.
- [10] Bathe K-J, *Finite element procedures*. Klaus-Jurgen Bathe, 2006.
- [11] Arrazola PJ, Garay A, Fernandez E, Ostolaza K, Correlation between tool flank wear, force signals and surface integrity when turning bars of Inconel 718 in finishing conditions, *Int. J. Mach. Mach. Mater.* 7, 2014, vol. 15, no. 1–2, pp. 84–100.
- [12] Toubhans B, Fromentin G, Viprey F, Karaouni H, Dorlin T, Machinability of inconel 718 during turning: Cutting force model considering tool wear, influence on surface integrity, *J. Mater. Process. Technol.*, 2020, p. 116809.
- [13] Lee SW, Nestler A, Virtual workpiece: workpiece representation for material removal process, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2012, vol. 58, no. 5–8, pp. 443–463.
- [14] Van Hook T, Real-time shaded NC milling display, *ACM SIGGRAPH Comput. Graph.*, 1986.

#### 4.4. Analyses complémentaires : Modélisation et compensation du défaut d'undercut

Dans un premier temps, une stratégie de compensation du défaut d'undercut est proposée à partir de l'approche mixte présentée au §4.2. Par la suite, la problématique d'actualisation de la raideur locale de la pièce au cours d'une passe, en raison de l'enlèvement de matière, est traitée dans le cas particulier du disque étudié.

##### 4.4.1. Méthode de compensation du défaut d'undercut

Afin de compenser le défaut d'undercut, une stratégie mono-passe, visant à assurer que la profondeur de passe réelle est égale à la profondeur de passe nominale pendant toute la passe, est envisagée. Cela consiste à modifier la position axiale  $Z(R)$  de l'outil afin de compenser la déflexion locale de la pièce  $d(R)$ . L'origine de la position axiale  $Z$  de l'outil est placée sur la surface non usinée. Ainsi, pour une passe sans compensation avec une profondeur de passe nominale  $a_{pn}$ , la position axiale vérifie  $Z(R) = -a_{pn}$ . Dans le cas de la stratégie mono-passe avec profondeur de passe réelle constante et égale à  $a_{pn}$ , la position axiale de l'outil est  $Z(R) = -(a_{pn} + d(R))$ .

Étant donné qu'un modèle d'efforts de coupe ainsi qu'un modèle de souplesse locale de la pièce sont disponibles, cette stratégie ne nécessite pas de boucle de convergence itérative. En effet, avec la contrainte imposée de profondeur de passe réelle constante, il y a une relation directe entre l'effort de pénétration et la déflexion de la pièce. Le modèle de souplesse locale calculé au §4.2 est utilisé. L'équilibre entre l'effort de pénétration  $F_p$  et l'effort élastique  $F_{fl}$  est utilisé pour expliciter la relation entre  $F_p(R)$  et  $d(R)$  dans l'équation Eq. 4.6, obtenue à partir de l'équation Eq. 4.1.

$$F_p(R) = F_{fl}(R) = \frac{d(R)}{S(R)} = \frac{d(R)}{a \cdot R^b} \rightarrow d(R) = F_p(R) \cdot a \cdot R^b \quad (4.6)$$

Ainsi, la position axiale  $Z(R)$  de l'outil le long de la trajectoire est calculée et illustrée sur la Figure 4.6. Dans ce cas, la profondeur de passe commandée est presque deux fois supérieure à la profondeur de passe nominale au niveau du diamètre extérieur du disque. Cela tient de la souplesse du disque usiné. En pratique, il faudrait peut-être envisager d'usiner le disque avec une profondeur de passe nominale inférieure.

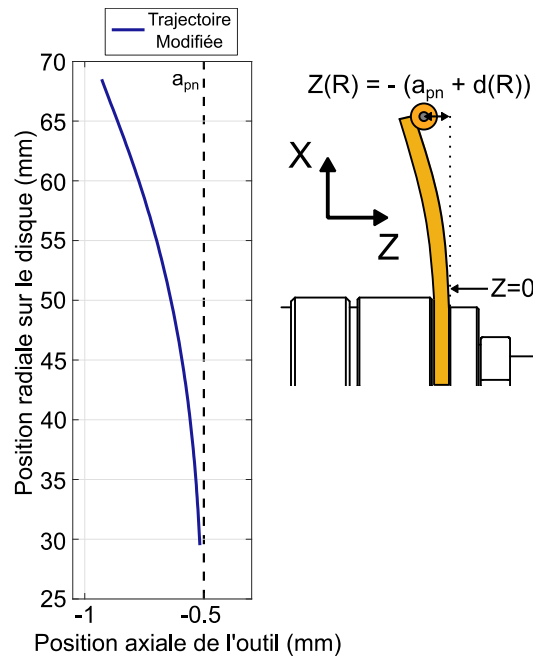


Figure 4.6. Trajectoire outil de compensation de l'undercut.

Cette stratégie de compensation n'a pas pu être testée pendant les travaux de thèse faute de temps. D'autres stratégies sont envisageables comme la séquence d'optimisation de l'enlèvement de matière évoquée dans l'introduction. Cette stratégie multi-passes permet de conserver la raideur de la pièce en enlevant de la matière dans les zones peu rigides en priorité. Ces stratégies seront développées prochainement dans le cadre de la poursuite de la collaboration LaBoMaP- SAFRAN.

#### 4.4.2. Influence de la stratégie d'usinage sur l'évolution de la raideur de la pièce pendant la passe

La stratégie d'usinage a une influence sur la variation de raideur de la pièce pendant la passe. De manière générale, une pièce est plus rigide proche d'un point d'ancrage ou lorsque sa section devient plus importante. Considérons le disque libre étudié dans les articles JMP au §3.3 et IJAMT au §4.3. La raideur locale du disque augmente proche du diamètre intérieur, là où il est encastré sur l'arbre. Pendant un dressage « en poussant », c'est-à-dire du diamètre extérieur vers le diamètre intérieur, la raideur locale de la pièce en face de l'outil est principalement assurée par la portion du disque qui n'est pas encore coupée. La raideur locale du disque devrait alors peu évoluer pendant la passe comparée à un modèle de raideur de pièce sans actualisation de géométrie. Pendant un dressage « en tirant », c'est-à-dire du diamètre intérieur vers le diamètre extérieur, le disque est assoupli dès le début de la passe par le retrait de matière là où il est le plus rigide.

Dans le cas du tournage, la stratégie « en poussant » permet de conserver le plus longtemps possible la rigidité de la pièce. Cependant, le fait d'entrer en matière dans la partie la moins rigide de la pièce peut poser des problèmes de stabilité de la coupe pendant le régime transitoire. L'usinage « en tirant » permet d'éviter ce problème en initiant la passe dans une partie rigide de la pièce au détriment de la rigidité de cette dernière pour la suite de la passe.

Le modèle éléments finis du disque étudié étant assez simple, la méthode par éléments finis décrite au §4.2 est utilisée pour déterminer la souplesse locale de la pièce. Un modèle de souplesse locale est donc déterminé pour 4 géométries différentes décrites ci-dessous et à la Figure 4.7. Ces 4 géométries correspondent à 4 approches de simulation d'une passe de dressage « en tirant » ou « en poussant » avec et sans actualisation de la géométrie par enlèvement de matière:

- Disque d'épaisseur 3 mm sans actualisation de géométrie,
- Disque d'épaisseur 3 mm avec actualisation de géométrie, usinage « en poussant »,
- Disque d'épaisseur 2.5 mm sans actualisation de géométrie,
- Disque d'épaisseur 3 mm avec actualisation de géométrie, usinage « en tirant ».

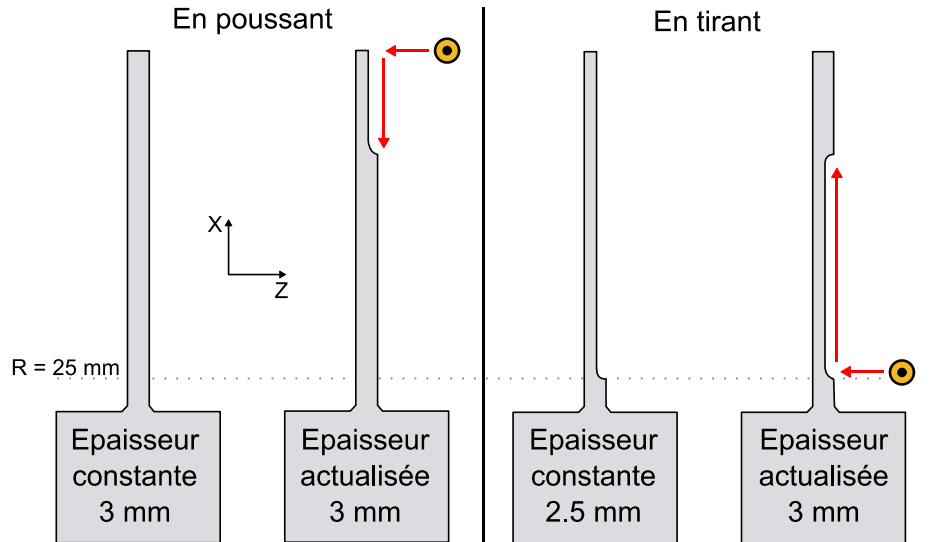


Figure 4.7. Section de quatre modèles géométriques du disque utilisés pour obtenir le modèle de souplesse locale de la pièce avec et sans actualisation de la géométrie durant l'enlèvement de matière.

Le déplacement en face de l'outil est calculé pour 4 positions radiales  $R_i$  de l'outil sur le disque. Pour les modèles avec actualisation de géométrie, la géométrie est actualisée pour chaque position  $R_i$  testée. La quantité de matière retirée est celle qui aurait été coupée par l'outil si la profondeur de passe nominale de 0.5 mm avait été respectée pendant une passe jusqu'à la position radiale  $R_i$ . Les résultats sont associés par une fonction puissance pour les 4 situations précédentes et rassemblés sur la Figure 4.8.

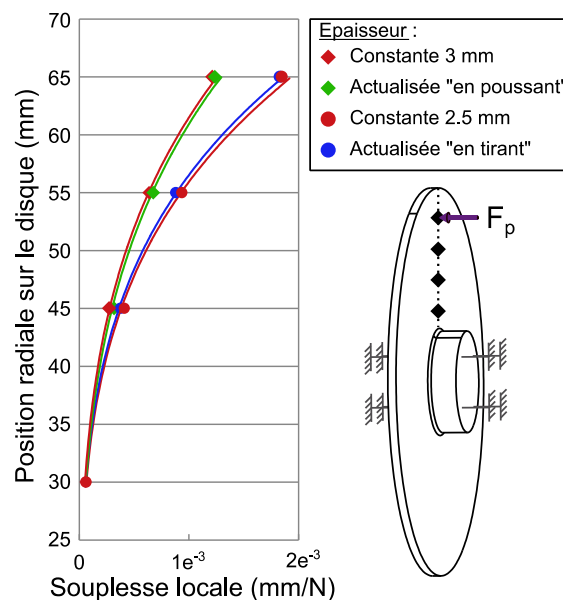


Figure 4.8. Modèle de souplesse locale de la pièce pour différentes stratégies d'usinage.

Dans ce cas d'étude qui concerne une pièce peu rigide, pour un dressage « en poussant », le modèle de souplesse de la pièce initiale est suffisant pour modéliser la déformation de la pièce pendant la passe. À l'inverse, pour un dressage « en tirant », le modèle de souplesse de la pièce finale est

suffisant. L'erreur absolue maximale par rapport aux modèles avec actualisation est plus grande dans la stratégie « en tirant ». D'autre part, il est déconseillé d'utiliser le modèle de la pièce initiale pour simuler le dressage « en tirant ». En effet, pendant la première passe, la pièce finale est 1.5 fois plus souple que la pièce initiale au niveau du diamètre extérieur. Une piste de développement envisageable serait d'utiliser une combinaison du modèle de souplesse de la pièce initiale et de la pièce finale pour décrire la souplesse de la pièce au cours de la passe.

## 4.5. Bilan et perspectives

Dans ce chapitre deux approches sont présentées pour modéliser le défaut d'undercut. Ces deux approches consistent à combiner un modèle d'efforts de coupe avec un modèle de raideur locale de la pièce afin de simuler la déformation statique de cette dernière pendant l'usinage.

Dans la première approche, le modèle de souplesse locale de la pièce est obtenu par simulation linéaire élastique en utilisant la méthode des éléments finis. Cette méthode est rapide à mettre en œuvre pour des géométries de pièce simples. En revanche, pour des pièces massives à géométries complexes, le nombre de degrés de liberté élevé du modèle augmente considérablement les temps de calcul.

Pour remédier à cela, une deuxième approche fondée sur l'utilisation d'une base modale réduite est utilisée. Une analyse modale effectuée sur un modèle éléments finis du système d'usinage permet de constituer un modèle réduit de sa raideur locale. Cette méthode ne nécessite donc qu'une seule simulation, par éléments finis, d'analyse modale. Ainsi, les temps de calcul de l'équilibre statique sont considérablement réduits. Dans un premier temps, un modèle éléments finis simplifié utilisant la géométrie réelle de la pièce et des données matériau nominales permettent d'obtenir un résultat correct. Par la suite, une méthode d'optimisation du modèle éléments finis est présentée. L'optimisation se fait par comparaison entre les fréquences propres mesurées et simulées. Elle permet de constituer un modèle dynamique du système d'usinage fidèle à la réalité. Ainsi, la modélisation du défaut d'undercut est améliorée. Cette étape nécessite un savoir-faire expérimental et numérique avancé et peut être justifiée pour des pièces à grande valeur ajoutée, rencontrées notamment dans l'industrie aéronautique.

Dans la deuxième approche, le modèle d'efforts de coupe et de raideur locale de la pièce sont implémentés dans un logiciel de simulation du procédé d'usinage (Nessy2m). La méthode de calcul de l'interférence entre l'outil et la pièce permet de généraliser le calcul de l'épaisseur coupée à toute sorte d'outil ou d'opération. Aussi, cela permet de modéliser l'effet de l'usure de l'outil sur les efforts de coupe à partir d'une grandeur cumulée comme le volume de matière enlevée. Ce modèle d'efforts de coupe permet de modéliser l'évolution des efforts de coupe pendant la période d'usure contrôlée. Cependant, la faible répétabilité des manifestations d'usure reste un obstacle au développement de modèles robustes.

Dans ce chapitre, le défaut dimensionnel lié à la déformation élastique de la pièce sous les efforts de coupe est modélisé en statique uniquement. L'outil numérique, Nessy2m utilisé dans la deuxième approche permet de simuler l'usinage en dynamique. Dans ce cas, l'optimisation du modèle éléments finis de la pièce est essentielle afin de reproduire fidèlement la réponse dynamique du système d'usinage. Trois principaux verrous restent à lever pour être capable de simuler les défauts dimensionnels liés aux phénomènes vibratoires :

- L'évaluation exacte du coefficient d'amortissement associé à chaque mode propre à partir de mesures expérimentales.
- La modélisation du talonnage qui se produit entre la face de dépouille de l'outil et la surface usinée, phénomène contribuant à l'amortissement.
- La modélisation des conditions aux limites aux contacts entre la pièce à usiner et le système de bridage.

La méthode de compensation du défaut d'undercut présentée en analyse complémentaire n'a pas pu être testée faute de temps. Il serait intéressant de la mettre en œuvre puis de quantifier l'origine des défauts géométriques restants à l'aide de la méthodologie développée dans l'article JMP au §3.3.

La déformation de la pièce sous l'effet des contraintes résiduelles doit être prise en compte dans les opérations de finition nécessitant plusieurs passes. En effet, la distorsion de la pièce, qui apparaît lors d'une passe, modifie l'interférence entre l'outil et la pièce lors de la passe suivante. D'autre part, Il semble complexe de corriger une pièce voilée en tournage. La compensation de ce défaut nécessiterait de modifier continuellement la profondeur de passe pendant un tour de broche. La compensation du défaut de déformation en bol est plus aisée car il nécessite la même stratégie que celle utilisée pour compenser le défaut d'undercut.



# Chapitre 5

Conclusions et perspectives

## 5. Conclusions et perspectives de l'étude

Les travaux présentés dans cette étude s'inscrivent dans un projet, au sein du groupe SAFRAN, visant à faire progresser la simulation du procédé d'usinage. Ce projet consiste à développer des approches de modélisation des phénomènes responsables de défauts géométriques. En effet, les logiciels de fabrication assistée par ordinateur ne prennent pas encore en compte ces phénomènes dans le calcul de la trajectoire de l'outil. Par conséquent, l'apparition de défauts géométriques en usinage, nécessite aujourd'hui de les corriger par un processus de fabrication itératif, lent et coûteux. L'objectif est, d'une part, d'être capable d'anticiper l'apparition de défauts géométriques, afin d'éviter la mise au rebut de pièces finies, pour cause de non-conformités non acceptables, et, d'autre part, de réduire le temps de fabrication des pièces de grandes dimensions à forte valeur ajoutée.

Les travaux présentés dans ce mémoire ont porté sur le procédé de tournage de finition des pièces minces en Inconel 718 avec un outil de contournage en carbure revêtu.

Le premier chapitre, détaillant un état de l'art, a permis de mettre en évidence les difficultés liées à l'usinage de cet alliage. Premièrement, l'usure rapide de l'outil est le paramètre le plus influent sur l'augmentation des efforts de coupe et la dégradation de l'intégrité de surface. Le peu de données disponibles dans la littérature, pour le couple Inconel 718 / outil de contournage, justifie le besoin de réaliser des caractérisations d'efforts de coupe et d'intégrité de surface. De plus, l'influence de l'usure de l'outil sur les efforts de coupe et l'intégrité de surface, dans ces conditions, est peu étudiée. Deuxièmement, trois phénomènes ont été identifiés comme étant les principaux responsables de distorsions :

- La déformation élastique de la pièce pendant l'usinage sous l'effet des efforts de coupe,
- L'introduction de Contraintes Résiduelles (CR) d'usinage dans la Zone Affectée par le Procédé d'Usinage (ZAPU),
- Le rééquilibrage des contraintes résiduelles pré-usinage suite à l'enlèvement de matière.

Ces trois phénomènes intervenant simultanément pendant le procédé, il est complexe de quantifier leur influence respective sur l'apparition de défauts géométriques. De plus, l'influence des CR d'usinage sur l'apparition de distorsions ne fait pas l'unanimité au sein de la communauté scientifique. L'un des objectifs de l'étude a donc été d'établir si les CR ont ou pas un effet notable sur l'apparition de défauts géométriques, dans le cas de l'Inconel 718, afin de justifier le développement d'approches de modélisation.

Enfin, de nombreuses méthodes de caractérisation et de modélisation de l'influence de ces trois phénomènes, sur l'apparition de distorsions, ont été identifiées dans la littérature. Ces études considèrent souvent l'effet d'un seul phénomène sur l'apparition de distorsions, en négligeant l'influence des deux autres, ou en utilisant des conditions expérimentales qui justifient de la négliger. Cependant, il semble nécessaire de développer des méthodes généralisées prenant en compte les phénomènes principaux afin d'élaborer des stratégies de compensation.

Diverses approches de modélisation et de compensation du défaut d'undercut, créé sous l'effet des efforts de coupe, ont été identifiées. Il semble nécessaire de compléter ces méthodes afin de prendre en compte l'effet des CR pré-usinage et des CR d'usinage sur l'apparition de distorsions.

Dans le deuxième chapitre, une vaste campagne de caractérisation expérimentale a permis de récolter des informations sur l'évolution des efforts de coupe et de l'intégrité de surface dans la ZAPU pendant la vie de l'outil. Les résultats ont confirmé que l'intégrité de surface et les efforts de coupe

sont très sensibles à l'usure de l'outil, dans le cas de l'Inconel 718. Cela a donc justifié le besoin de développer des méthodes de modélisation des efforts de coupe et de l'intégrité de surface, afin de les utiliser comme données d'entrée dans des simulations du procédé d'usinage.

L'évolution des efforts de coupe a été modélisée pendant la période de rodage et d'usure contrôlée de l'outil avec une approche mécanistique prenant en compte l'usure. L'approche phénoménologique utilisée présuppose que cette évolution est répétable. Cependant, une forte variabilité a été observée et constitue un obstacle au développement de modèles robustes. Ainsi, une perspective serait de répéter les essais d'usure afin de quantifier cette variabilité.

De plus, les essais d'usure présentés dans ces travaux ont été réalisés en dressage, avec un engagement constant de l'outil. Il serait intéressant d'expérimenter l'approche de modélisation développée sur des trajectoires de contournage à engagement variable, plus représentatives du contexte industriel.

Le faciès d'usure en dépouille a fréquemment été mesuré *in situ* pendant la vie de l'outil. Une base de données importante de faciès d'usure est disponible. Le développement d'une approche fondée sur l'analyse d'image pourrait permettre de modéliser l'évolution des efforts de coupe en fonction de paramètres d'usure globaux et/ou locaux.

De plus, les résultats ont montré qu'il est déconseillé de dépasser la zone d'usure contrôlée de l'outil, au-delà de laquelle les efforts de coupe et le potentiel de distorsion, liés à l'introduction de CR d'usinage, augmentent rapidement. Il semble alors nécessaire de développer des outils permettant à l'ingénieur et à l'opérateur de détecter la fin de cette zone. Pour cela, le développement des approches de surveillance du procédé pourrait constituer une solution. La mesure systématique de l'évolution des efforts de coupe pourrait permettre d'établir une base de données des scénarios d'usinage et aider dans le processus de prise de décision afin de détecter la fin de la période d'usure contrôlée.

Dans le troisième chapitre, une méthodologie expérimentale a été développée afin d'observer et de quantifier l'influence respective des phénomènes responsables de distorsions sur l'apparition de défauts géométriques. Cette méthode a été appliquée à la finition de pièces minces, ayant une souplesse locale maximale de l'ordre de  $1.10^{-6}$  mm/N. Les résultats montrent, d'une part, que la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage, en raison des efforts de coupe, est la principale source de défauts. D'autre part, la méthode permet de démontrer, dans le cas d'étude, que les distorsions résultantes de l'introduction de CR d'usinage dans la ZAPU, ne sont pas négligeables. Ce résultat justifie le besoin de développer une approche de modélisation de l'influence des CR d'usinage sur la distorsion des pièces. De plus, cette méthode pourrait être utilisée pour caractériser l'influence des CR d'usinage sur la distorsion pour d'autres matériaux.

Un modèle analytique du problème mécanique étudié a été développé et a permis de calculer les moments de flexion induits par l'usinage sur une pièce mince à partir de la mesure de sa déformée. Les résultats obtenus sont comparables aux moments calculés à partir de mesures de CR d'usinage par diffraction de rayons X. Une perspective serait de répéter et de multiplier les mesures de CR d'usinage pendant la vie de l'outil afin de valider cette approche de modélisation.

De plus, l'utilisation de moments comme données d'entrée de simulation pourrait être une alternative à l'utilisation de profils de contraintes résiduelles. En effet, les résultats présentés dans ce chapitre mettent en évidence une corrélation entre les moments induits par les CR d'usinage et les efforts de coupe. Une campagne expérimentale dédiée pourrait permettre de valider ces observations. Par la suite, il serait intéressant de développer une approche de modélisation des moments de flexion

induits par les CR d'usinage au cours de la vie de l'outil. Ce modèle pourrait alors être utilisé comme une entrée de la simulation de l'usinage, avec prise en compte des distorsions créées lors de l'introduction de CR d'usinage dans la ZAPU. Cette approche nécessite des développements relatifs à la modélisation de la géométrie de la pièce avec un mélange d'éléments volumiques et de type coque. Cette approche de simulation pourrait venir compléter les approches existantes qui permettent de simuler l'effet du rééquilibrage des CR pré-usinage suite à l'enlèvement de matière.

Le quatrième chapitre a proposé deux approches de modélisation du défaut d'undercut. Elles reposent sur le couplage d'un modèle d'effort de coupe et de raideur locale de la pièce, permettant de simuler la déformation statique de cette dernière pendant l'usinage. Le modèle d'effort de coupe prenant en compte l'usure, développé dans l'article JMPT au §2.4, a été utilisé. Cela constitue une avancée par rapport à l'état de l'art. En ce qui concerne la raideur locale de la pièce, la première approche montre qu'à partir d'un modèle éléments finis grossier de la pièce, sa réponse statique peut être modélisée avec un niveau d'exactitude acceptable. Cependant, pour des pièces complexes de grandes dimensions, avec un nombre élevé de degrés de liberté, le temps de calcul devient rapidement déraisonnable. Cette approche n'est donc pas adaptée à une utilisation industrielle. La deuxième approche permet de remédier à cette problématique en utilisant une base modale réduite (approche de Rayleigh-Ritz).

Une méthodologie d'optimisation du modèle éléments finis du système d'usinage a été présentée. Elle est fondée sur la comparaison entre la réponse dynamique mesurée et simulée du système d'usinage par une analyse modale. L'utilisation d'un modèle dynamique optimisé permet d'améliorer la prédiction du défaut d'undercut lié aux déformations statiques. De plus, l'outil de simulation (Nessy2m), utilisé dans cette étude, est initialement conçu pour simuler l'usinage en dynamique. Une perspective serait de faire progresser l'approche développée pour prendre en compte la dynamique. En effet, les phénomènes de vibrations sont fréquents pendant l'usinage de pièces minces. Dans ce cas, l'optimisation du modèle dynamique est impérative. Plusieurs verrous restent à lever afin de simuler le procédé en dynamique dont notamment la détermination des coefficients d'amortissement propre à chaque mode de vibration, la simulation du talonnage de l'outil sur la pièce ou encore les conditions aux limites à appliquer dans les zones de bridage de la pièce.

Enfin, une stratégie de compensation, à profondeur de passe conservative, a été présentée dans le cas du dressage de disques minces. Elle consiste à modifier la trajectoire de l'outil afin de compenser la déflexion de la pièce sous les efforts de coupe. Il serait intéressant de mettre en œuvre cette stratégie et de mesurer la réduction des défauts géométriques à l'aide de la méthodologie présentée dans l'article JMP au §3.3. Il est probable que la correction de l'undercut, lié à la déformation élastique de la pièce sous les efforts de coupe, permette de corriger la majeure partie des défauts géométriques. Cependant, il serait intéressant de quantifier l'influence respective des autres phénomènes responsables de distorsions lorsque cette stratégie de compensation est utilisée.

Ces travaux apportent des éléments de réponse principaux qui peuvent être transférés en industrie pour améliorer l'usinage de pièces minces :

- Dans le cas de l'Inconel 718, les distorsions créées par l'introduction de CR d'usinage dans la ZAPU, ne peuvent pas être négligées dans les approches de simulation du procédé d'usinage.
- La méthodologie expérimentale développée dans le chapitre 3 est adaptable à différentes géométries de pièce, matériaux ou opération d'usinage. Elle pourrait permettre, dans un environnement de R&D, de quantifier l'influence respective de plusieurs phénomènes sur

l'apparition de défauts géométrique en usinage dans différents contextes. Cette méthodologie est aussi transférable à d'autres procédés comme le grenailage ou le soudage, qui provoquent eux aussi des distorsions.

- Sous réserve de développer des modèles d'efforts de coupe robustes, la compensation du défaut d'undercut créé par la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage, est accessible. De plus, cela permettrait de réduire les défauts géométriques de manière conséquente.
- L'enrichissement de bases de données d'évolution d'efforts de coupe et de contraintes résiduelles d'usinage, introduites dans la ZAPU, en fonction de l'usure de l'outil, pourrait permettre de développer des métas modèles. La synthèse de ces données permettrait alors de palier à la variabilité des manifestations d'usure, à détecter le seuil de fin d'usure contrôlée des outils, ou encore, à générer des données d'entrées pour des simulations du procédé d'usinage.

## Références globales

- [Afazov et al., 2011] S.M. Afazov, S. Nikov, A.A. Becker, T.H. Hyde, 2011. Manufacturing chain simulation of an aero-engine disc and sensitivity analyses of micro-scale residual stresses. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 52, n° 1-4, pp. 279-290.
- [Armarego et al., 1972] E.J.A. Armarego, C.Y. Cheng, 1972. Drilling with flat rake face and conventional twist drills—I. Theoretical investigation. *International Journal of Machine Tool Design and Research*. Vol. 12, n° 1, pp. 17-35.
- [Armarego et al., 1985] E.J.A. Armarego, R.C. Whitfield, 1985. Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Prediction. *CIRP Annals*. Vol. 34, n° 1, pp. 65-69.
- [Arrazola et al., 2014] P.J. Arrazola, A. Garay, E. Fernandez, K. Ostolaza, 2014. Correlation between tool flank wear, force signals and surface integrity when turning bars of Inconel 718 in finishing conditions. *International Journal of Machining and Machinability of Materials 7*. Vol. 15, n° 1-2, pp. 84-100.
- [Arrazola et al., 2013] P.J. Arrazola, T. Özel, D. Umbrello, M. Davies, I.S. Jawahir, 2013. Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals*. Vol. 62, n° 2, pp. 695-718.
- [Artozoul et al., 2015] J. Artozoul, C. Lescalier, D. Dudzinski, 2015. Experimental and analytical combined thermal approach for local tribological understanding in metal cutting. *Applied Thermal Engineering*. 2015. Vol. 89, pp. 394-404.
- [R.M Arunachalam et al., 2004] R. Arunachalam, M. Mannan, A. Spowage, 2004. Residual stress and surface roughness when facing age hardened Inconel 718 with CBN and ceramic cutting tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 44, n° 9, pp. 879-887.
- [R.M. Arunachalam et al., 2004] R.M. Arunachalam, M.A. Mannan, A.C. Spowage, 2004. Surface integrity when machining age hardened Inconel 718 with coated carbide cutting tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 44, n° 14, pp. 1481-1491.
- [Attanasio et al., 2020] A. Attanasio, E. Ceretti, J. Outeiro, G. Poulachon, 2020. Numerical simulation of tool wear in drilling Inconel 718 under flood and cryogenic cooling conditions. *Wear*. 25 juillet 2020. pp. 203403.
- [Bacci da Silva et al., 1999] M. Bacci da Silva, J. Wallbank, 1999. Cutting temperature: prediction and measurement methods—a review. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 88, n° 1, pp. 195-202.
- [Baizeau et al., 2015] T. Baizeau, S. Campocasso, G. Fromentin, F. Rossi, G. Poulachon, 2015. Effect of Rake Angle on Strain Field During Orthogonal Cutting of Hardened Steel with c-BN Tools. *Procedia CIRP*. Vol. 31, pp. 166-171.
- [Bathe, 2006] [Livre] K.-J. Bathe, 2006. Finite element procedures. Klaus-Jurgen Bathe. ISBN-10 097900490X
- [Bhatt et al., 2010] A. Bhatt, H. Attia, R. Vargas, V. Thomson, 2010. Wear mechanisms of WC coated and uncoated tools in finish turning of Inconel 718. *Tribology International*. Vol. 43, n° 5, pp. 1113-1121.
- [Böß et al., 2020] V. Böß, F. Rust, B. Denkena, M.-A. Dittrich, 2020. Prediction of part distortion in re-contouring processes. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*
- [Böß et al., 2019] V. Böß, F. Rust, M.-A. Dittrich, B. Denkena, 2019. Compensation of

- part distortion in process design for re-contouring processes. *Procedia CIRP*. Vol. 81, pp. 820–825.
- [Brinksmeier et al., 1982] E. Brinksmeier, J.T. Cammett, W. König, P. Leskovar, J. Peters, H.K. Tönshoff, 1982. Residual Stresses — Measurement and Causes in Machining Processes. *CIRP Annals*. Vol. 31, n° 2, pp. 491-510.
- [Brinksmeier et al., 2007] E. Brinksmeier, J. Sölter, C. Grote, 2007. Distortion Engineering – Identification of Causes for Dimensional and Form Deviations of Bearing Rings. *CIRP Annals*. Vol. 56, n° 1, pp. 109-112.
- [Brinksmeier et al., 2009] E. Brinksmeier, J. Sölter, 2009. Prediction of shape deviations in machining. *CIRP Annals*. Vol. 58, n° 1, pp. 507-510.
- [Bushlya et al., 2012] V. Bushlya, J. Zhou, J.E. Ståhl, 2012. Effect of Cutting Conditions on Machinability of Superalloy Inconel 718 During High Speed Turning with Coated and Uncoated PCBN Tools. 45th CIRP Conference on Manufacturing Systems 2012. Vol. 3, pp. 370–375.
- [Campocasso, 2013] [Thèse] Développement d'un modèle d'efforts de coupe multi-opérations et multi-matériaux. Application au tournage du cuivre pur dans différents états métallurgiques. Thèse soutenue à l'Ecole nationale supérieure d'arts et métiers sur le campus de Cluny, France, 2013.
- [Cao et al., 2005] W.-D. Cao, R.L. Kennedy, 2005. Application of direct aging to ALLVAC® 718PLUSTM alloy for improved performance. Edité par E.A Loria, TMS (The Minerals, Metals & Material Society)
- [Cerutti et al., 2015] X. Cerutti, K. Mocellin, 2015. Parallel finite element tool to predict distortion induced by initial residual stresses during machining of aeronautical parts. *International Journal of Material Forming*. Vol. 8, n° 2, pp. 255-268.
- [Chatelain et al., 2011] J.-F. Chatelain, J.-F. Lalonde, A.S. Tahan, 2011. A Comparison of the Distortion of Machined Parts Resulting From Residual Stresses Within Workpieces. *Proc 4th Int Conf Manuf Eng Qual Produ Syst (MEQAPS'11)*. pp. 79–84.
- [Chen, 1995] J.-S. Chen, 1995. Computer-aided accuracy enhancement for multi-axis CNC machine tool. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 35, n° 4, pp. 593–605.
- [Chen et al., 2009] W. Chen, J. Xue, D. Tang, H. Chen, S. Qu, 2009. Deformation prediction and error compensation in multilayer milling processes for thin-walled parts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 49, n° 11, pp. 859-864.
- [Cherif et al., 2019] I. Cherif, D. Cotton, G. Poulachon, J. Outeiro, A. Brosse, J.R. Kornmeier, 2019. Instrumented clamping device and numerical simulations to study machining distortion. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 105, n° 7-8, pp. 3093–3103.
- [Chérif et al., 2018] I. Chérif, T. Dorlin, B. Marcon, G. Fromentin, H. Karaoui, 2018. Phenomenological study of chip flow/formation and unified cutting force modelling during Ti6Al4V alloy turning operations. *Procedia CIRP*. Vol. 77, pp. 351-354.
- [Cherif et al., 2019] I. Cherif, J. Outeiro, D. Cotton, G. Poulachon, G. Charrondiere, A. Brosse, 2019. Effects of toolpath and clamping strategies in machining distortion of stainless-steel parts - In: 17th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations, Royaume-Uni, 2019-06-13 - *Procedia CIRP*.

- [Cherif, 2019] [Thèse] Modélisation et validation expérimentale de la distorsion de plaques usinées. Thèse soutenue à l'Ecole nationale supérieure d'arts et métiers sur le campus de Cluny, France, 2019.
- [Cho et al., 2006] M.-W. Cho, G.-H. Kim, T.-I. Seo, Y.-C. Hong, H.H. Cheng, 2006. Integrated machining error compensation method using OMM data and modified PNN algorithm. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 46, n° 12, pp. 1417-1427.
- [Croppi et al., 2019] L. Croppi, N. Grossi, A. Scippa, G. Campatelli, 2019. Fixture Optimization in Turning Thin-Wall Components. *Machines*. Vol. 7, n° 4, pp. 68.
- [D'Alvise et al., 2015] L. D'Alvise, D. Chantzis, B. Schoinochoritis, K. Salonitis, 2015. Modelling of Part Distortion Due to Residual Stresses Relaxation: An aeronautical Case Study. *Procedia CIRP*. Vol. 31, pp. 447-452.
- [Das et al., 2019] R. Das, S.S. Joshi, H.C. Barshilia, 2019. Analytical model of progression of flank wear land width in drilling. *Journal of Tribology*. Vol. 141, n° 1.
- [Denkena et al., 2008] B. Denkena, D. Boehnke, C. Spille, R. Dragon, 2008. In-process information storage on surfaces by turning operations. *CIRP Annals*. Vol. 57, n° 1, pp. 85-88.
- [Denkena et al., 2016] B. Denkena, D. Dahlmann, J. Kiesner, 2016. Production monitoring based on sensing clamping elements. *Procedia Technology* 26. Vol. 26, pp. 235-244.
- [Denkena et al., 2014] B. Denkena, D. Nespör, V. Böß, J. Köhler, 2014. Residual stresses formation after re-contouring of welded Ti-6Al-4V parts by means of 5-axis ball nose end milling. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. Vol. 7, n° 4, pp. 347-360.
- [Denkena et al., 2010] B. Denkena, C. Schmidt, M. Krüger, 2010. Experimental investigation and modeling of thermal and mechanical influences on shape deviations in machining structural parts. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 50, n° 11, pp. 1015-1021.
- [Dépincé, Hascoet, 2006] P. Dépincé, J.-Y. Hascoet, 2006. Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 1. Prediction of milled surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 46, n° 9, pp. 937-944.
- [Dépincé, Hascoët, 2006] P. Dépincé, J.-Y. Hascoët, 2006. Active integration of tool deflection effects in end milling. Part 2. Compensation of tool deflection. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. 1 juillet 2006. Vol. 46, n° 9, pp. 945-956.
- [Devillez et al., 2011a] A. Devillez, G. Le Coz, S. Dominiak, D. Dudzinski, 2011. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 211, n° 10, pp. 1590-1598.
- [Devillez et al., 2007] A. Devillez, F. Schneider, S. Dominiak, D. Dudzinski, D. Larrouquere, 2007. Cutting forces and wear in dry machining of Inconel 718 with coated carbide tools. *Wear*. Vol. 262, n° 7, pp. 931-942.
- [Diez et al., 2015] E. Diez, H. Perez, J. Marquez, A. Vizan, 2015. Feasibility study of in-process compensation of deformations in flexible milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 94, pp. 1-14.
- [Doremus et al., 2015] L. Doremus, J. Cormier, P. Villechaise, G. Henaff, Y. Nadot, S. Pierret, 2015. Influence of residual stresses on the fatigue crack



- growth from surface anomalies in a nickel-based superalloy. *Materials Science and Engineering: A*. Vol. 644, pp. 234-246.
- [Dorlin et al., 2016] T. Dorlin, G. Fromentin, J.-P. Costes, 2016. Generalised cutting force model including contact radius effect for turning operations on Ti6Al4V titanium alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 86, n° 9, pp. 3297-3313. ACL
- [Dorlin, 2016] [Thèse] Développement d'un modèle généralisé d'efforts de coupe pour l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Application aux techniques de tournage et de fraisage. Thèse soutenue à l'École nationale supérieure d'arts et métiers sur le campus de Cluny, France, 2016.
- [Ekmekçi et al., 2004] B. Ekmekçi, N. Ekmekçi, A. Tekkaya, A. Erden, 2004. Residual stress measurement with layer removal method. *Meas. Tech.* Vol. 1, n° 3.
- [Estrems et al., 2017] M. Estrems, J. Carrero-Blanco, W.E. Cumbicus, O. de Francisco, H.T. Sánchez, 2017. Contact mechanics applied to the machining of thin rings. *Procedia Manufacturing*. Vol. 13, pp. 655-662.
- [Ezilarasan et al., 2013] C. Ezilarasan, V.S. Senthil kumar, A. Velayudham, 2013. An experimental analysis and measurement of process performances in machining of nimonic C-263 super alloy. *Measurement*. Vol. 46, n° 1, pp. 185-199.
- [Ezugwu, 2005] E.O. Ezugwu, 2005. Key improvements in the machining of difficult-to-cut aerospace superalloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 45, n° 12, pp. 1353-1367.
- [Fei et al., 2020] J. Fei, F. Xu, B. Lin, T. Huang, 2020. State of the art in milling process of the flexible workpiece. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 109, n° 5, pp. 1695-1725.
- [Fromentin, 2011] [Brevet] G. Fromentin, 2011. Method for optimizing the working conditions of a cutting tool, EP2510410A1, WO2011069646A1, US20130178973A1.
- [Gauthier et al., 1998] J. Gauthier, T.W. Krause, D.L. Atherton, 1998. Measurement of residual stress in steel using the magnetic Barkhausen noise technique. *NDT & E International*. Vol. 31, n° 1, pp. 23-31.
- [Gazay, 2017] [Rapport de Master] M. Gazay, 2017. Étude des défauts géométriques induits par le tournage de l'Inconel 718 TR et de l'influence de l'intégrité de surface. Disponible sur demande à Bastien Toubhans.
- [Gonzalo et al., 2017] O. Gonzalo, J.M. Seara, E. Guruceta, A. Izpizua, M. Esparta, I. Zamakona, N. Uterga, A. Aranburu, J. Thoelen, 2017. A method to minimize the workpiece deformation using a concept of intelligent fixture. *Robotics and Computer-Integrated Manufacturing*. Vol. 48, pp. 209-218.
- [Grzesik et al., 2018a] W. Grzesik, P. Niesłony, W. Habrat, J. Sieniawski, P. Laskowski, 2018. Investigation of tool wear in the turning of Inconel 718 superalloy in terms of process performance and productivity enhancement. *Tribology International*. Vol. 118, n° Supplement C, pp. 337-346.
- [Grzesik et al., 2018b] W. Grzesik, P. Niesłony, W. Habrat, J. Sieniawski, P. Laskowski, 2018. Investigation of tool wear in the turning of Inconel 718 superalloy in terms of process performance and productivity enhancement. *Tribology International*. Vol. 118, n° Supplement C, pp. 337-346.

- [Guédou, 2015] [Page Web] J.-Y. Guédou, 2020. Les superalliages base Nickel 80 : années de développement.  
<http://revues.univ-tlse2.fr/pum/nacelles/index.php?id=958>
- [Herbert et al., 2014] C. Herbert, D.A. Axinte, M. Hardy, P. Withers, 2014. Influence of Surface Anomalies Following Hole Making Operations on the Fatigue Performance for a Nickel-Based Superalloy. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*. Vol. 136, n° 5.
- [Hospers et al., 1975] F. Hospers, L.B. Vogelesang, 1975. Determination of residual stresses in aluminum-alloy sheet material. *Experimental Mechanics*. Vol. 15, n° 3, pp. 107–110.
- [Huang et al., 2017] T. Huang, X.-M. Zhang, H. Ding, 2017. Tool orientation optimization for reduction of vibration and deformation in ball-end milling of thin-walled impeller blades. *Procedia CIRP*. Vol. 58, pp. 210–215.
- [Huang et al., 2015] X. Huang, J. Sun, Jianfeng, Li, 2015. Finite element simulation and experimental investigation on the residual stress-related monolithic component deformation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 77, n° 5-8, pp. 1035–1041.
- [Ilie, 2020] [Rapport de master] A. Ilie, 2020. On the use of compensated machining paths to alleviate three-lobed deformations.  
<https://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:1449393/FULLTEXT02.pdf>
- [ISO 3002-1:1982] [Norme] ISO 3002-1, 1982. Grandeurs de base pour la coupe et la rectification - Partie 1 : géométrie de la partie active des outils coupants - Notions générales, système de référence, angles de l'outil et angles en travail, brise-copeaux.
- [ISO 3685:1993] [Norme] ISO 3685, 1993. Tool-life testing with single-point turning tools.
- [ISO 4287, 1998] [Norme] ISO 4287, 1998. Termes, définitions et paramètres d'états de surface.
- [Itakura et al., 1999] K. Itakura, M. Kuroda, H. Omokawa, H. Itani, K. Yamamoto, 1999. Wear mechanism of coated cemented carbide tool in cutting of inconel 718 super-heat-resisting alloy. *International Journal of the Japan Society for Precision Engineering*. Vol. 33, n° 4, pp. 326–332.
- [Iturbe et al., 2016] A. Iturbe, E. Hormaetxe, A. Garay, P.J. Arrazola, 2016. Surface Integrity Analysis when Machining Inconel 718 with Conventional and Cryogenic Cooling. *3rd CIRP Conference on Surface Integrity*. Vol. 45, pp. 67–70.
- [Jacobus et al., 2001] K. Jacobus, R.E. DeVor, S.G. Kapoor, R.A. Peascoe, 2001. Predictive model for the full biaxial surface and subsurface residual stress profiles from turning. *J. Manuf. Sci. Eng.* Vol. 123, n° 4, pp. 537–546.
- [Javadi et al., 2019] H. Javadi, W. Jomaa, V. Songmene, M. Brochu, P. Bocher, 2019. Inconel 718 Superalloy Controlled Surface Integrity for Fatigue Applications Produced by Precision Turning. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*. pp. 1–14.
- [Jindal et al., 1999] P.C. Jindal, A.T. Santhanam, U. Schleinkofer, A.F. Shuster, 1999. Performance of PVD TiN, TiCN, and TiAlN coated cemented carbide tools in turning. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. Vol. 17, n° 1, pp. 163-170.
- [Kapoor et al., 1998] S.G. Kapoor, R.E. DeVor, R. Zhu, R. Gajjela, G. Parakkal, D. Smithey, 1998. Development of Mechanistic Models for the

- Prediction of Machining Performance: Model Building Methodology. *Machining Science and Technology*. Vol. 2, n° 2, pp. 213-238.
- [Klocke et al., 2013] F. Klocke, D. Lung, H. Puls, 2013. FEM-Modelling of the thermal workpiece deformation in dry turning. *Procedia CIRP*. Vol. 8, pp. 240–245.
- [Kononenko et al., 2020] S. Kononenko, S. Dobrotvorskiy, Y. Basova, L. Dobrovolska, V. Yepifanov, 2020. Simulation of Thin-Walled Parts End Milling with Fluid Jet Support. In: *Advances in Design, Simulation and Manufacturing III*. Springer International Publishing. pp. 380-389. *Lecture Notes in Mechanical Engineering*. ISBN 978-3-030-50794-7.
- [Kortabarri et al., 2011] A. Kortabarri, A. Madariaga, E. Fernandez, J.A. Esnaol, P.J. Arrazola, 2011. A comparative study of residual stress profiles on Inconel 718 induced by dry face turning. 1st CIRP Conference on Surface Integrity (CSI). Vol. 19, pp. 228–234.
- [Krueger, 1989] D.D. Krueger, 1989. The development of direct age 718 for gas turbine engine disk applications. *Superalloy 718: Metallurgy and Applications*. pp. 279–296.
- [Lacalle et al., 2017] L.N.L. de Lacalle, G.U. Pelayo, A. Fernández-Valdivielso, A. Alvarez, H. González, 2017. Wear-dependent specific coefficients in a mechanistic model for turning of nickel-based superalloy with ceramic tools. *Open Engineering*. Vol. 7, n° 1, pp. 175-184.
- [Le Coz, 2012] [Thèse] Usinage de l’Inconel 718 : Intégrité de surface, mesure de température et modèle analytique du fraisage périphérique. Thèse soutenue à l’Université de Lorraine à Metz, France, 2012.
- [Lee et al., 2012] S.W. Lee, A. Nestler, 2012. Virtual workpiece: workpiece representation for material removal process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 58, n° 5-8, pp. 443–463.
- [Li et al., 1999] B. Li, S.N. Melkote, 1999. Improved workpiece location accuracy through fixture layout optimization. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 39, n° 6, pp. 871-883.
- [Li et al., 2001] B. Li, S.N. Melkote, 2001. Fixture clamping force optimisation and its impact on workpiece location accuracy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 17, n° 2, pp. 104–113.
- [Li et al., 2018] W. Li, L. Ma, M. Wan, J. Peng, B. Meng, 2018. Modeling and simulation of machining distortion of pre-bent aluminum alloy plate. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 258, pp. 189-199.
- [Liu et al., 2015] L. Liu, J. Sun, W. Chen, P. Sun, 2015. Study on the machining distortion of aluminum alloy parts induced by forging residual stresses. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B*.
- [Ma et al., 2018] J. Ma, G. He, Z. Liu, F. Qin, S. Chen, X. Zhao, 2018. Instantaneous cutting-amount planning for machining deformation homogenization based on position-dependent rigidity of thin-walled surface parts. *Journal of Manufacturing Processes*. Vol. 34, Part A, pp. 401-411.
- [Madariaga et al., 2016] A. Madariaga, A. Kortabarria, E. Hormaetxe, A. Garay, P.J. Arrazola, 2016. Influence of Tool Wear on Residual Stresses When Turning Inconel 718. *Procedia CIRP*. 1 janvier 2016. Vol. 45, n° Supplement C, pp. 267-270.
- [Masoudi et al., 2015] S. Masoudi, S. Amini, E. Saeidi, H. Eslami-Chalander, 2015. Effect of machining-induced residual stress on the distortion of thin-walled

- parts. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 76, n° 1-4, pp. 597–608.
- [Matsumoto et al., 1999] Y. Matsumoto, F. Hashimoto, G. Lahoti, 1999. Surface Integrity Generated by Precision Hard Turning. CIRP Annals. Vol. 48, n° 1, pp. 59-62.
- [Mekid et al., 2010] S. Mekid, T. Ogedengbe, 2010. A review of machine tool accuracy enhancement through error compensation in serial and parallel kinematic machines. International Journal of Precision Technology. Vol. 1, n° 3-4, pp. 251–286.
- [Molinari et al., 2005] A. Molinari, A. Moufki, 2005. A new thermomechanical model of cutting applied to turning operations. Part I. Theory. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 45, n° 2, pp. 166-180.
- [Mons, 1996] C. Mons, 1996. Traitements thermiques des superalliages. Techniques de l'ingénieur. Matériaux métalliques. N° M1165, pp. M1165–1.
- [Montazeri et al., 2020] S. Montazeri, M. Aramesh, S.C. Veldhuis, 2020. Novel application of ultra-soft and lubricious materials for cutting tool protection and enhancement of machining induced surface integrity of Inconel 718. Journal of Manufacturing Processes. Vol. 57, pp. 431-443.
- [Moussavi et al., 2021] S. Moussavi, P. Lorong, J. Duchemin, M. Guskov, Conférence HPC 2021. [Not published yet]
- [M'Saoubi et al., 2014] R. M'Saoubi, D. Axinte, C. Herbert, M. Hardy, P. Salmon, 2014. Surface integrity of nickel-based alloys subjected to severe plastic deformation by abusive drilling. CIRP Annals. Vol. 63, n° 1, pp. 61-64.
- [M'Saoubi et al., 2008] R. M'Saoubi, J.C. Outeiro, H. Chandrasekaran, O.W. Dillon Jr, I.S. Jawahir, 2008. A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products. International Journal of Sustainable Manufacturing. Vol. 1, n° 1-2, pp. 203–236.
- [Muñoz-Sánchez et al., 2011] A. Muñoz-Sánchez, J.A. Canteli, J.L. Cantero, M.H. Miguélez, 2011. Numerical analysis of the tool wear effect in the machining induced residual stresses. Simulation Modelling Practice and Theory. Vol. 19, n° 2, pp. 872-886.
- [Musfirah et al., 2017] A.H. Musfirah, J.A. Ghani, C.H.C. Haron, 2017. Tool wear and surface integrity of inconel 718 in dry and cryogenic coolant at high cutting speed. Wear. Vol. 376-377, pp. 125-133.
- [Novovic et al., 2004] D. Novovic, R.C. Dewes, D.K. Aspinwall, W. Voice, P. Bowen, 2004. The effect of machined topography and integrity on fatigue life. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 44, n° 2, pp. 125-134.
- [Olovsjö et al., 2010] S. Olovsjö, A. Wretland, G. Sjöberg, 2010. The effect of grain size and hardness of wrought Alloy 718 on the wear of cemented carbide tools. Wear. Vol. 268, n° 9, pp. 1045-1052.
- [Pautrat, 2013] [Thèse] Étude expérimentale quantitative de la solidification de l'inconel 718 en fonderie. Thèse soutenue à l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, France, 2013.
- [Pawade et al., 2007] R.S. Pawade, S.S. Joshi, P.K. Brahmanekar, M. Rahman, 2007. An investigation of cutting forces and surface damage in high-speed turning of Inconel 718. Journal of Materials Processing Technology.

- Vol. 192-193, n° Supplement C, pp. 139-146.
- [Pawade et al., 2008] R.S. Pawade, S.S. Joshi, P.K. Brahmkar, 2008. Effect of machining parameters and cutting edge geometry on surface integrity of high-speed turned Inconel 718. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 48, n° 1, pp. 15-28.
- [Peng et al., 2014] R.L. Peng, J.-M. Zhou, S. Johansson, A. Bellinius, V. Bushlya, J.-E. Stahl, 2014. Residual Stresses in High Speed Turning of Nickel-Based Superalloy. *HTM Journal of Heat Treatment and Materials*. Vol. 69, n° 1, pp. 46-53.
- [Polvorosa et al., 2017] R. Polvorosa, A. Suárez, L.N.L. de Lacalle, I. Cerrillo, A. Wretland, F. Veiga, 2017. Tool wear on nickel alloys with different coolant pressures: Comparison of Alloy 718 and Waspaloy. *Journal of Manufacturing Processes*. Vol. 26, pp. 44-56.
- [Prime, 1999] M.B. Prime, 1999. Residual stress measurement by successive extension of a slot: the crack compliance method. *ASME Applied Mechanical Reviews*, Vol. 52, n° 2, pp. 75-96
- [Prime, 2001] M.B. Prime, 2001. Cross-Sectional Mapping of Residual Stresses by Measuring the Surface Contour After a Cut. *Journal of Engineering Materials and Technology*. Vol. 123, n° 2, pp. 162-168.
- [Pusavec et al., 2011] F. Pusavec, H. Hamdi, J. Kopac, I.S. Jawahir, 2011. Surface integrity in cryogenic machining of nickel based alloy—Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 211, n° 4, pp. 773-783.
- [Radcliffe, 1971] F. Radcliffe, 1971. *Managing to Achieve Quality and Reliability*. Frank Nixon. McGraw-Hill, 1971. 290 pp. pounds 4.25. *The Aeronautical Journal*. Vol. 75, n° 731, pp. 796-796.
- [R Ramesh et al., 2000] R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo, 2000. Error compensation in machine tools — a review: Part I: geometric, cutting-force induced and fixture-dependent errors. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 40, n° 9, pp. 1235-1256.
- [R. Ramesh et al., 2000] R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo, 2000. Error compensation in machine tools—a review: Part II: thermal errors. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Vol. 40, n° 9, pp. 1257-1284.
- [Ratchev et al., 2003] S. Ratchev, E. Govender, S. Nikov, K. Phuah, G. Tsiklos, 2003. Force and deflection modelling in milling of low-rigidity complex parts. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 143-144, pp. 796-801.
- [Rebergue et al., 2018] G. Rebergue, B. Blaysat, H. Chanal, E. Duc, 2018. Advanced DIC for accurate part deflection measurement in a machining environment. *Journal of Manufacturing Processes*. Vol. 33, pp. 10-23.
- [Rendler et al., 1966] N.J. Rendler, I. Vigness, 1966. Hole-drilling strain-gage method of measuring residual stresses. *Experimental mechanics*. Vol. 6, n° 12, pp. 577-586.
- [Revaud, 2013] [Thèse] Optimisation métallurgique du superalliage à base de Nickel 718Plus. Thèse soutenue à l'Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, France, 2013.
- [Richter-Trummer et al., 2013] V. Richter-Trummer, D. Koch, A. Witte, J.F. dos Santos, P.M.S.T. de Castro, 2013. Methodology for prediction of distortion of workpieces manufactured by high speed machining based on an accurate through-the-thickness residual stress determination. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 68, n° 9-12, pp. 2271-2281.

- [Richter-Trummer, 2011] [Thèse] Residual stress effects and damage tolerance behaviour of integral lightweight structures manufactured by FSW and HSM. Thèse soutenue à l'Université de Porto, Portugal, 2013.
- [Salio et al., 2006] M. Salio, T. Berruti, G. De Poli, 2006. Prediction of residual stress distribution after turning in turbine disks. *International Journal of Mechanical Sciences*. Vol. 48, n° 9, pp. 976-984.
- [Schajer, 1988] G.S. Schajer, 1988. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method. Part I—Stress calculation procedures. *Journal of Engineering Materials and Technology*. Vol. 110, n° 4, pp. 338–343.
- [Schajer, 2010] G.S. Schajer, 2010. Relaxation methods for measuring residual stresses: techniques and opportunities. *Experimental Mechanics*. Vol. 50, n° 8, pp. 1117–1127.
- [Schindler et al., 2013] S. Schindler, M. Zimmermann, J.C. Aurich, P. Steinmann, 2013. Modeling Deformations of the Workpiece and Removal of Material when Turning. 14th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations (CIRP CMMO). Vol. 8, pp. 39–44.
- [Schulze et al., 2013] V. Schulze, P. Arrazola, F. Zanger, J. Osterried, 2013. Simulation of Distortion Due to Machining of Thin-walled Components. *Procedia CIRP*. Vol. 8, n° Supplement C, pp. 45-50.
- [Schwenke et al., 2008] H. Schwenke, W. Knapp, H. Haitjema, A. Weckenmann, R. Schmitt, F. Delbressine, 2008. Geometric error measurement and compensation of machines—an update. *CIRP Annals*. Vol. 57, n° 2, pp. 660–675.
- [Sharman et al., 2008] A.R.C. Sharman, A. Amarasinghe, K. Ridgway, 2008. Tool life and surface integrity aspects when drilling and hole making in Inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 200, n° 1, pp. 424-432.
- [Sharman et al., 2004] A.R.C. Sharman, J.I. Hughes, K. Ridgway, 2004. Workpiece Surface Integrity and Tool Life Issues When Turning Inconel 718TM Nickel Based Superalloy. *Machining Science and Technology*. Vol. 8, n° 3, pp. 399-414.
- [Sharman et al., 2006] A.R.C. Sharman, J.I. Hughes, K. Ridgway, 2006. An analysis of the residual stresses generated in Inconel 718TM when turning. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 173, n° 3, pp. 359–367.
- [Sharman et al., 2008] A.R.C. Sharman, J.I. Hughes, K. Ridgway, 2008. Surface integrity and tool life when turning Inconel 718 using ultra-high pressure and flood coolant systems. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*. Vol. 222, n° 6, pp. 653–664.
- [Sharman et al., 2015] A.R.C. Sharman, J.I. Hughes, K. Ridgway, 2015. The effect of tool nose radius on surface integrity and residual stresses when turning Inconel 718TM. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 216, pp. 123-132.
- [Song et al., 2019] X. Song, Y. TAKAHASHI, T. IHARA, 2019. Influence of built-up layer on the wear mechanisms of uncoated and coated carbide tools during dry cutting of Inconel 718. *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*. Vol. 85, n° 10, pp. 856–865.
- [Standard, 1996] A. Standard, 1996. E112: Standard test methods for determining average grain size. West Conshocken. Vol. 112, pp. 4–20.
- [Su et al., 2013] J.-C. Su, K.A. Young, K. Ma, S. Srivatsa, J.B. Morehouse, S.Y.

- Liang, 2013. Modeling of residual stresses in milling. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 65, n° 5-8, pp. 717-733.
- [Tang et al., 2013] Z.T. Tang, T. Yu, L.Q. Xu, Z.Q. Liu, 2013. Machining deformation prediction for frame components considering multifactor coupling effects. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 68, n° 1, pp. 187-196.
- [Thakur et al., 2016] A. Thakur, S. Gangopadhyay, 2016. State-of-the-art in surface integrity in machining of nickel-based super alloys. International Journal of Machine Tools and Manufacture. Vol. 100, pp. 25-54.
- [Toubhans et al., 2020] B. Toubhans, G. Fromentin, F. Viprey, H. Karaoui, T. Dorlin, 2020. Machinability of inconel 718 during turning: Cutting force model considering tool wear, influence on surface integrity. Journal of Materials Processing Technology. pp. 116809.
- [Toubhans et al., 2019] B. Toubhans, F. Viprey, G. Fromentin, H. Karaoui, 2019. Prediction of form error during face turning on flexible Inconel 718 workpiece. In : Procedia CIRP.
- [Tuysuz et al., 2017] O. Tuysuz, Y. Altintas, 2017. Frequency domain updating of thin-walled workpiece dynamics using reduced order substructuring method in machining. Journal of Manufacturing Science and Engineering. 2017. Vol. 139, n° 7.
- [Umbrello, 2013] D. Umbrello, 2013. Investigation of surface integrity in dry machining of Inconel 718. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 69, n° 9, pp. 2183-2190.
- [Urminsky et al., 2016] J. Urminsky, M. Marônek, M. Jáňa, L. Morovič, 2016. Analysis of weld joint deformations by optical 3D scanning. Acta Polytechnica. Vol. 56, n° 1, pp. 76-80.
- [Van Hook, 1986] T. Van Hook, 1986. Real-time shaded NC milling display. ACM SIGGRAPH Computer Graphics. Vol 20, n°4, pp. 15-20.
- [Viprey, 2016] [Thèse] Modélisation et caractérisation des défauts de structure de machine-outil 5 axes pour la mesure in-process. Thèse soutenue à l'Ecole Normale Supérieure de Cachan, France, 2016.
- [Wan et al., 2019] M. Wan, X.-Y. Ye, D.-Y. Wen, W.H. Zhang, 2019. Modeling of machining-induced residual stresses. Journal of Materials Science. Vol. 54, n° 1, pp. 1-35.
- [Wang et al., 2000] [Livre] C.M. Wang, J.N. Reddy, K.H. Lee, 2000. Shear deformable beams and plates: Relationships with classical solutions. Elsevier. ISBN : 9780080541150.
- [Wang et al., 2017] J. Wang, S. Ibaraki, A. Matsubara, 2017. A cutting sequence optimization algorithm to reduce the workpiece deformation in thin-wall machining. Precision Engineering. Vol. 50, n° Supplement C, pp. 506-514.
- [Wang et al., 2018] X. Wang, Q. Bi, L. Zhu, H. Ding, 2018. Improved forecasting compensatory control to guarantee the remaining wall thickness for pocket milling of a large thin-walled part. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. Vol. 94, n° 5, pp. 1677-1688.
- [Wiesner, 1992] C. Wiesner, 1992. Residual stresses after orthogonal machining of AISI 304: numerical calculation of the thermal component and comparison with experimental results. Metallurgical transactions A. Vol. 23, n° 3, pp. 989-996.

- [Withers, 2004] P.J. Withers, 2004. Depth capabilities of neutron and synchrotron diffraction strain measurement instruments. I. The maximum feasible path length. *Journal of Applied Crystallography*. Vol. 37, n° 4, pp. 596-606.
- [Wu et al., 1989] S.M. Wu, J. Ni, 1989. Precision machining without precise machinery. *CIRP Annals*. Vol. 38, n° 1, pp. 533-536.
- [Xavior et al., 2017] M.A. Xavior, M. Manohar, P. Jeyapandiarajan, P.M. Madhukar, 2017. Tool Wear Assessment During Machining of Inconel 718. *Procedia Engineering*. Vol. 174, n° Supplement C, pp. 1000-1008.
- [Yadav et al., 2018] M.H. Yadav, S.S. Mohite, 2018. Controlling deformations of thin-walled Al 6061-T6 components by adaptive clamping. *Procedia Manufacturing*. Vol. 20, pp. 509-516.
- [Yan et al., 2018] Q. Yan, M. Luo, K. Tang, 2018. Multi-axis variable depth-of-cut machining of thin-walled workpieces based on the workpiece deflection constraint. *Computer-Aided Design*. Vol. 100, pp. 14-29.
- [Yang et al., 2016] L. Yang, Y. Sun, C. Zhuang, Z. Xiong, 2016. Distortion Prediction of a Dual-disc Part by Turning-induced Residual Stresses Mapping. *The 9th International Conference on Digital Enterprise Technology – Intelligent Manufacturing in the Knowledge Economy Era*. Vol. 56, pp. 249-254.
- [Yang et al., 2014] Y. Yang, M. Li, K.R. Li, 2014. Comparison and analysis of main effect elements of machining distortion for aluminum alloy and titanium alloy aircraft monolithic component. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. Vol. 70, n° 9, pp. 1803-1811.
- [Young et al., 2002] [Livre] W.C. Young, R.G. Budynas, A.M. Sadegh, 2002. *Roark's formulas for stress and strain*. McGraw-Hill New York. ISBN-10 : 0071742476.
- [Zhang et al., 2012] S. Zhang, J.F. Li, Y.W. Wang, 2012. Tool life and cutting forces in end milling Inconel 718 under dry and minimum quantity cooling lubrication cutting conditions. *Journal of Cleaner Production*. Vol. 32, pp. 81-87.
- [Zhou et al., 2011] J.M. Zhou, V. Bushlya, R.L. Peng, S. Johansson, P. Avdovic, J.-E. Stahl, 2011. Effects of Tool Wear on Subsurface Deformation of Nickel-based Superalloy. *Procedia Engineering*. Vol. 19, pp. 407-413.
- [Zhu et al., 2019] K. Zhu, Y. Zhang, 2019. A generic tool wear model and its application to force modeling and wear monitoring in high speed milling. *Mechanical Systems and Signal Processing*. Vol. 115, pp. 147-161.





# Annexes

## A. Annexes

### A.1. Annexes du chapitre 2

#### A.1.1. Approvisionnement en matière

En raison d'une erreur, les 4 barres d'Inconel 718 reçues lors de l'approvisionnement en matière n'ont pas subi le traitement thermique (TTH). Par conséquent, le TTH est réalisé plus tard. Les transformations de la matière sont résumées sur la Figure A.1.

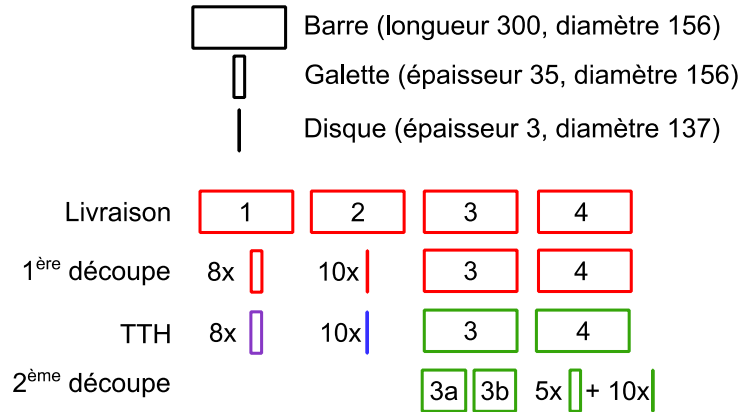


Figure A.1. Evolution de la matière disponible pour la thèse.

Dans la suite, les galettes violettes et vertes sont distinguées pour la raison suivante :

- Les galettes violettes sont coupées puis subissent le TTH.
- Les galettes vertes sont coupées dans une barre qui a subi le TTH.

Différentes manifestations d'usure sont observées en fonction des échantillons (cf. Figure A.2) :

- Sur le facies du haut, en plus de l'usure en dépouille par abrasion, il y a de l'adhésion de matière en dépouille. La couleur grise observée sur la zone usée n'est pas toujours le substrat de l'outil privé de son revêtement doré mais bien de l'Inconel 718 (vérifié par analyse chimique EDS au MEB). Il n'y a pas d'entailles sur l'arête de coupe.
- Sur le facies du milieu, une quantité importante d'entailles sur l'arête de coupe et de l'adhésion de matière coupée en face de dépouille est observée.
- Sur le facies du bas, un faible nombre de petites entailles sur l'arête et de l'adhésion de matière coupée en face de dépouille est observé.

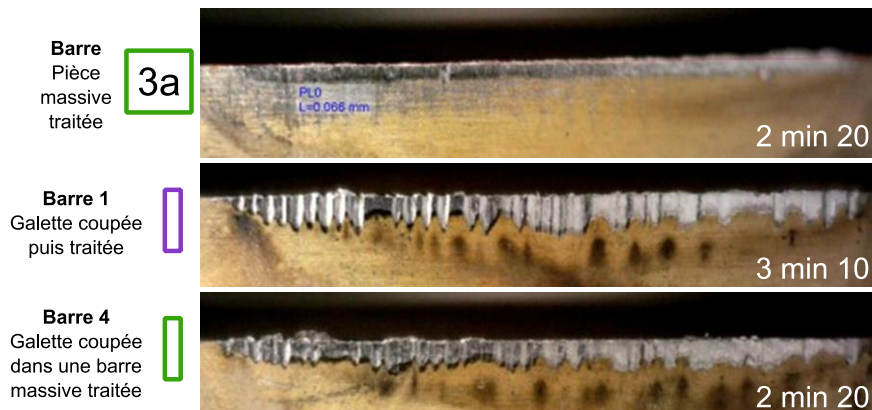


Figure A.2. Facies d'usure en dépouille après un temps d'usinage comparable pour 3 lots de matière différents (cf. Figure A.1)  
-  $V_c = 70$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.

Toutes les pièces rouges de la Figure A.1 subissent le même traitement thermique pendant une même opération. Il est donc possible que les pièces de volume différent (galettes, barres et disques) aient subi des transformations de microstructure différentes. En effet, un échantillon de faible volume atteint la température de consigne plus rapidement qu'une pièce massive et y est maintenue plus longtemps. Il est alors possible d'obtenir des microstructures différentes. Sur le diagramme TTT de l'Inconel 718 ci-dessous, les maintiens aux températures de recuit (720°C) et à la température de mise en solution avant la trempe (950°C) permettent aux carbures de niobium (courbe MC) de précipiter et de croître. La proportion des phases durcissantes  $\gamma'$  et  $\gamma''$  est aussi amenée à varier pour différents temps de maintien à température.

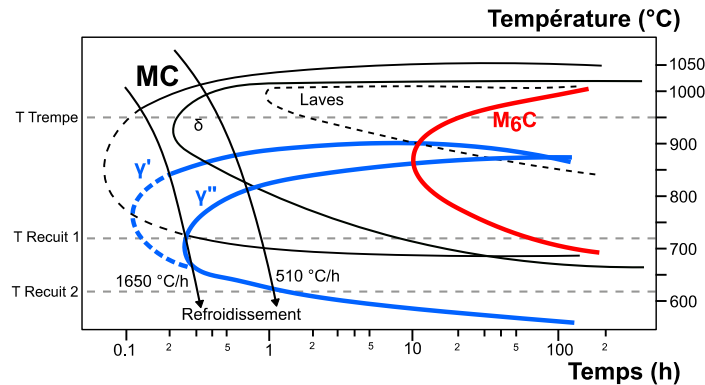


Figure A.3. Diagramme TTT de l'Inconel 718 (Mons, 1996).

La proportion de phases durcissantes n'est pas contrôlée. La taille nanométrique des précipités rend cette caractérisation complexe. En revanche, les carbures de niobium qui ont une taille de l'ordre de 1  $\mu\text{m}$  avec quelques carbures pouvant atteindre 10  $\mu\text{m}$ , sont contrôlés par observation optique. Sur la Figure A.4, les microstructures d'une galette violette et d'une galette verte sont comparées (cf. Figure A.1). L'observation est réalisée au microscope optique sur un échantillon extrait au même diamètre égal à 88 mm. Les deux microstructures sont typiques d'un Inconel 718 TR. Cependant, il y a une différence notable sur la taille des carbures de niobium et leur répartition (forme globulaire de couleur gris mat sur la Figure A.4). Une répartition de carbure normale et des regroupements en chapelets allongés sont observés dans les deux micrographies (cf. Figure A.5). Toutefois, la taille des carbures dans la galette violette est supérieure. Des amas de carbure et des carbures de taille importante de l'ordre de quelques dizaines de micromètre de circonférence sont trouvés. Il est possible que la différence de masse des échantillons pendant le TTH ait provoqué cette différence. En revanche, la caractérisation précise de la répartition de carbures dans les barres réceptionnée n'est pas réalisée. Des carbures de grande taille sont observés dans presque toutes les micrographies quel que soit l'échantillon. En effet, la répartition des carbures n'est pas homogène dans les barres forgées en Inconel 718 (cf. Figure A.5).



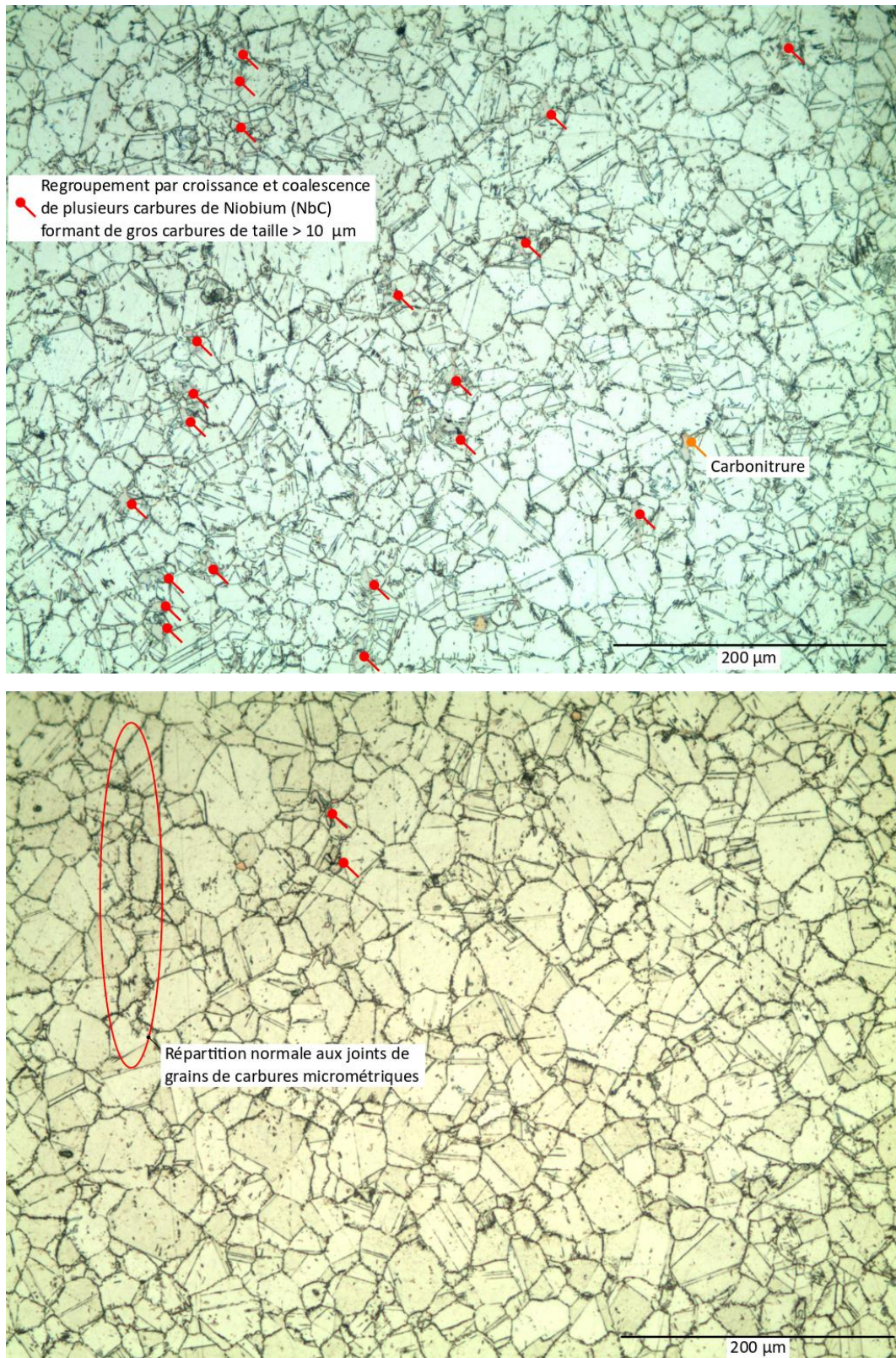


Figure A.4. Microstructure d'Inconel 718 TR au diamètre 88 mm. Haut - Galette coupée puis traitée. Bas - Galette coupée dans une barre massive après traitement.

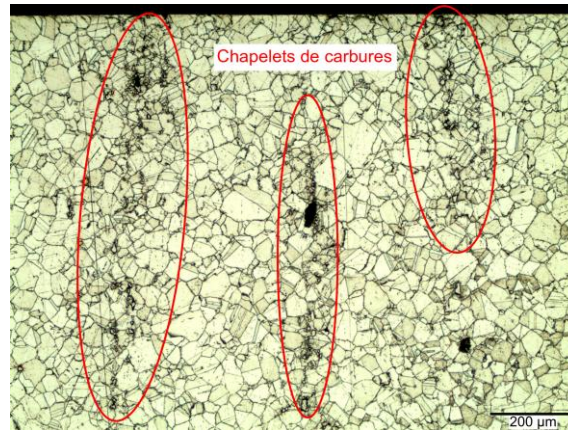


Figure A.5. Micrographie d'Inconel 718 TR. Répartition hétérogène des carbures de niobium dans la matrice. Formation de chapelets allongés.

Cette différence de microstructure est la seule cause identifiée permettant d'expliquer la formation de nombreuses entailles sur l'arête de coupe pendant les essais sur galettes violettes. En effet, la largeur des entailles correspond au diamètre moyen des carbures de grande taille rencontrés dans les galettes violettes.

Les essais de dressage courts et d'usure préliminaire sur pièce massive sont réalisés sur la barre 3 (cf. Figure A.1). Les essais d'usure étagés sont effectués sur les galettes découpées dans la barre 4.



### A.1.2. Observation des manifestations d'usure au MEB.

Les outils utilisés pour la campagne d'usure préliminaire de l'article JMPT au §2.4 sont observés au Microscope à Balayage Electronique (MEB). Les images MEB présentées ici ont pour seul but de montrer en détail les différentes manifestations d'usure observées dans le cas étudié.

Les différentes manifestations d'usure observées en finition d'Inconel 718 avec une plaquette ronde sont représentées sur la Figure A.6:

- **Adhésion de matière sur l'arête de coupe formant une arête rapportée** : Pendant la coupe, la matière stagnante formant l'arête rapportée est évacuée vers la face de dépouille et la face de coupe. Les analyses chimiques de dispersion d'énergie des rayons X (EDX) montrent que la face de coupe et de dépouille sont recouvertes d'une couche de matière coupée étalée (Ni sur la Figure A.6). Dans certaines parties des zones usées (en coupe et en dépouille) le substrat de l'outil est dépourvu de revêtement (W sur la Figure A.6)
- **Usure en dépouille** : Une perte de matière en dépouille par abrasion est observée. Même si l'adhésion de matière en dépouille masque cette usure, une frontière se distingue entre la partie non usée, où le revêtement est intact, et la partie usée. Cette frontière permet de mesurer l'usure en dépouille VB par mesure optique *in situ*.
- **Usure en cratère et effondrement d'arête** : En dehors de l'effondrement d'arête observé au centre de l'image, une légère dépression de la face de coupe proche de l'arête est constatée. Cela est attribué à de l'abrasion et de la déformation plastique. La face de coupe est partiellement recouverte de matière coupée ce qui complique l'analyse.
- **Ecaillage du revêtement** : Le revêtement est absent dans la zone usée de la face de coupe. A la frontière entre la zone usée et non usée, le revêtement est écaillé. L'écaillage se produit lorsque de la matière collée à la face de coupe est évacuée. Dans la zone proche de  $\theta_{min}$ , là où l'épaisseur coupée est faible, l'usure en face de coupe est mineure et le revêtement est intact.
- **Fissuration** : Sur plusieurs plaquettes usées, une fissure non traversante sur la face de coupe et de dépouille est observée.

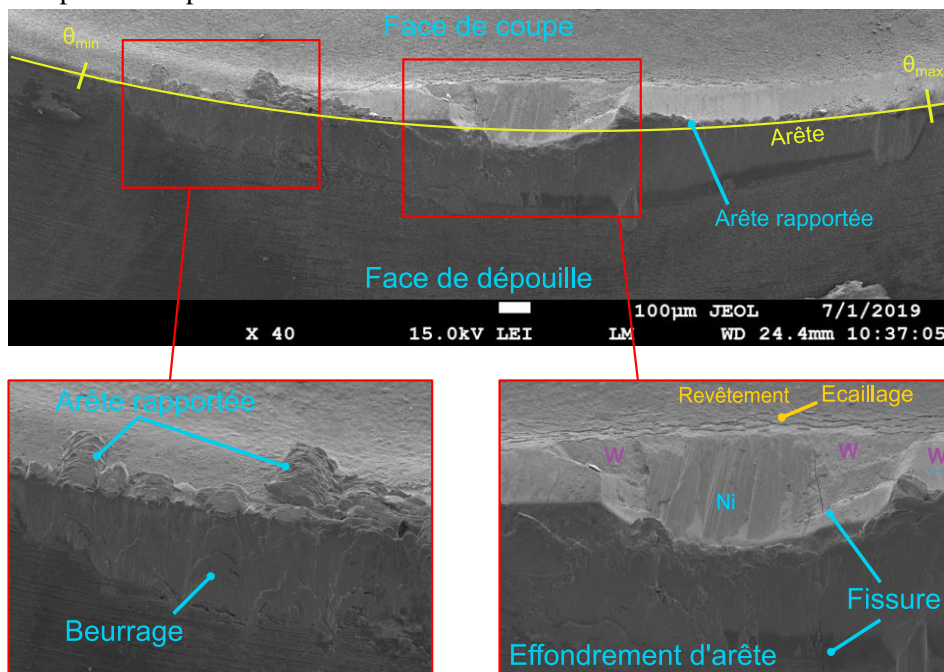


Figure A.6. Observation au MEB des manifestations d'usure sur un outil utilisé après 33 minutes d'usinage -  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.1$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.

### A.1.3. Analyse de l'évolution de l'usure en dépose pendant la durée de vie de l'outil

Dans ce paragraphe, l'influence des paramètres de coupe sur l'évolution de l'usure en dépose est analysée pour les 9 essais d'usure préliminaire présentés dans l'article JMPT au §2.4. La valeur d'usure en dépose maximale  $V_B$  est mesurée *in situ*.

#### A.1.3.1. Mise en contexte

Pour rappel, l'évolution de l'usure en dépose d'un outil suit une courbe classique, illustrée sur la Figure A.7, composée de trois phases :

- **Rodage** : courte période pendant laquelle l'usure évolue rapidement.
- **Usure contrôlée** : période constituant la majorité de la durée de vie de l'outil pendant laquelle l'évolution de l'usure est monotone et souvent quasi linéaire.
- **Mort de l'outil** : courte période pendant laquelle l'usure augmente très rapidement.

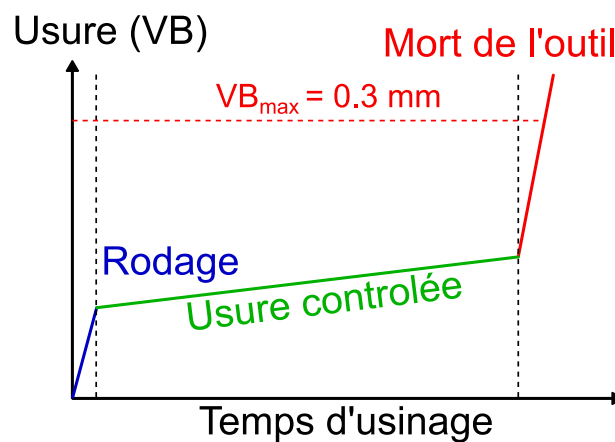


Figure A.7. Evolution schématique de l'usure d'un outil.

Dans le cas étudié, l'évolution des efforts de coupe suit le même schéma d'évolution (Figure A.8) ce qui justifie le développement d'un modèle fonction de  $V_B$ .

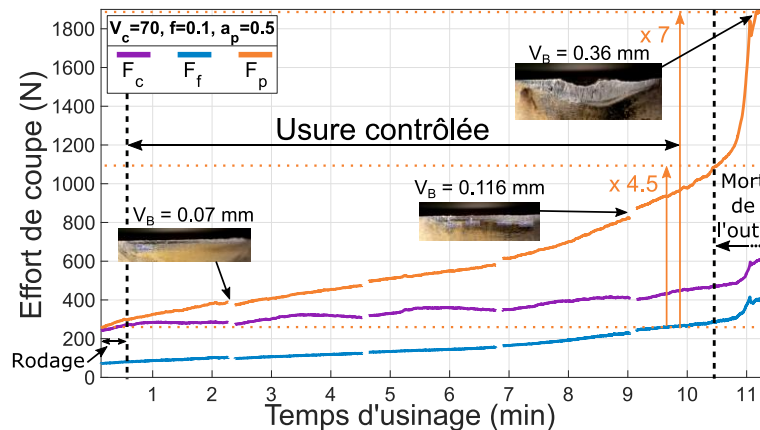


Figure A.8. Evolution classique des efforts de coupe pendant la durée de vie de l'outil.

L'évolution de  $V_B$  en fonction du temps d'usinage pour les différents essais d'usure préliminaire et leurs éventuelles répétitions est présentée sur les Figure A.9, Figure A.11 et Figure A.12 pour les trois niveaux de vitesse de coupe testés. Le critère de fin de vie de l'outil est  $V_B = 0.3 \text{ mm}$ . Les remarques suivantes sont réunies par valeur de  $V_c$ , le paramètre de coupe le plus influent sur la durée de vie de l'outil.



### A.1.3.2. Influence de l'avance à la vitesse de coupe 35 m/min

- L'évolution de l'usure est quasiment linéaire pendant la vie de l'outil.
- L'avance a très peu d'influence sur la pente d'usure contrôlée de l'outil.
- L'usure en dépouille est uniforme sur toute l'arête exceptée proche de  $\theta_{\min}$  où elle est plus faible.
- Le phénomène d'arête rapportée est observé pour chaque valeur d'avance. En revanche, il semblerait que la quantité de matière stagnante au voisinage de l'arête augmente avec l'avance. La Figure A.10 montre les faciès de dépouille de trois plaquettes après une passe de dressage pour trois niveaux d'avance. Aux avances élevées, la quantité de matière présente sur l'arête de coupe et étalée en face de dépouille est plus importante.
- Quelle que soit l'avance, aucune entaille ou effondrement d'arête n'est observé à faible vitesse de coupe.

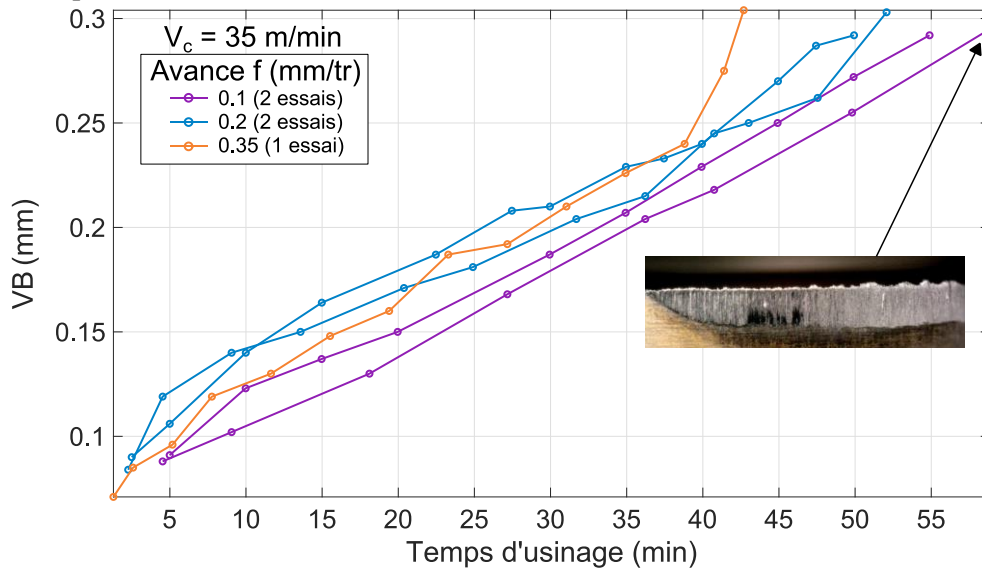


Figure A.9. Evolution de l'usure en dépouille au cours de la vie de l'outil pour différents niveaux d'avance -  $V_c = 35$  m/min.

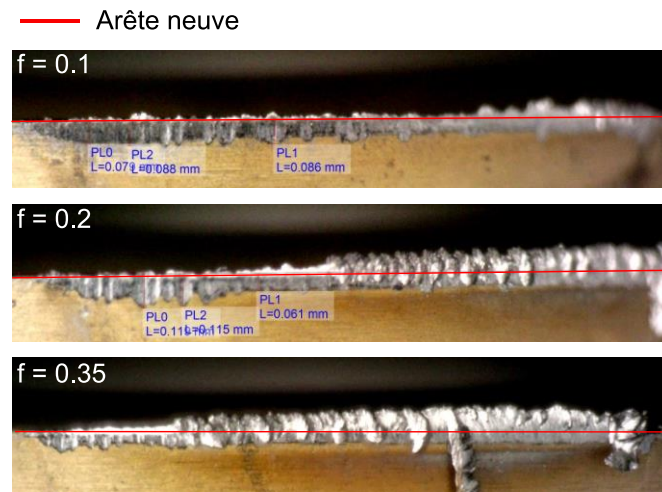


Figure A.10. Influence de l'avance sur le phénomène d'arête rapportée et l'étalement de matière en face de dépouille à faible vitesse de coupe -  $V_c = 35$  m/min.

### A.1.3.3. Influence de l'avance à la vitesse de coupe 52.5 m/min

- L'avance a une nette influence sur la durée de vie à  $V_c = 52.5$  m/min.
- Le niveau d'usure atteint après la phase de rodage est très variable. Pour les deux essais à  $f = 0.1$  mm, le niveau d'usure atteint après rodage diffère de plus de  $50 \mu\text{m}$ . En revanche, les pentes d'évolution d'usure dans la zone d'usure contrôlée sont comparables.
- Une arête rapportée est observée dans toutes les conditions de coupe. En revanche, elle est beaucoup moins prononcée qu'à  $V_c = 35$  m/min. La quantité de matière stagnante au voisinage de l'arête augmente avec l'avance comme à  $V_c = 35$  m/min.
- Contrairement aux essais à  $V_c = 35$  m/min. L'usure en dépouille n'est pas uniforme sur toute l'arête, elle est plus importante là où l'épaisseur coupée est grande.
- Un effondrement de l'arête est observé dans presque tous les cas quelle que soit la valeur de l'avance. Cela se produit proche de la zone où l'épaisseur coupée est maximale.
- Des entailles de petite taille se forment sur l'arête de coupe proche de  $\theta_{\min}$ , là où l'épaisseur coupée est faible.

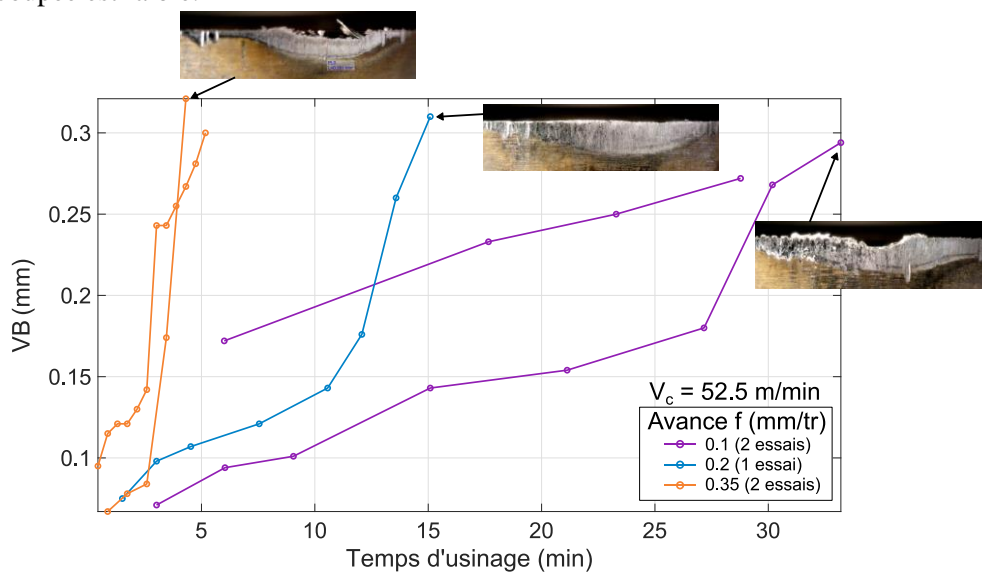


Figure A.11. Evolution de l'usure en dépouille au cours de la vie de l'outil pour différents niveaux d'avance -  $V_c = 52.5$  m/min.

### A.1.3.4. Influence de l'avance à la vitesse de coupe 70 m/min

- L'avance a une forte influence sur l'usure de l'outil. À partir de l'avance 0.2 mm/tr, la phase d'usure contrôlée ne dure que quelques minutes. Il y a très peu de différence en termes de durée de vie entre les essais à avance 0.2 et 0.35 mm.
- Il y a une bonne répétabilité de la pente d'usure dans la période d'usure contrôlée pour les trois essais à avance 0.1 mm/tr. En revanche, l'usure en dépouille atteinte à la fin du rodage est variable. De plus, pendant la troisième répétition à l'avance 0.1 mm/tr, de nombreuses entailles de faible largeur se forment dans la zone où l'épaisseur coupée est faible. Aucune entaille ne se forme pendant les deux premières répétitions.
- Le phénomène d'arête rapporté est encore moins prépondérant qu'à  $V_c = 52.5$  m/min. L'augmentation de l'avance favorise ce phénomène comme en témoigne la grande quantité de matière étalée sur la face de dépouille et la matière stagnante sur l'arête de coupe.
- Comme pendant les essais à  $V_c = 52.5$  m/min, une usure en dépouille non uniforme et l'apparition d'un effondrement d'arête à la fin de la période d'usure contrôlée sont observées.

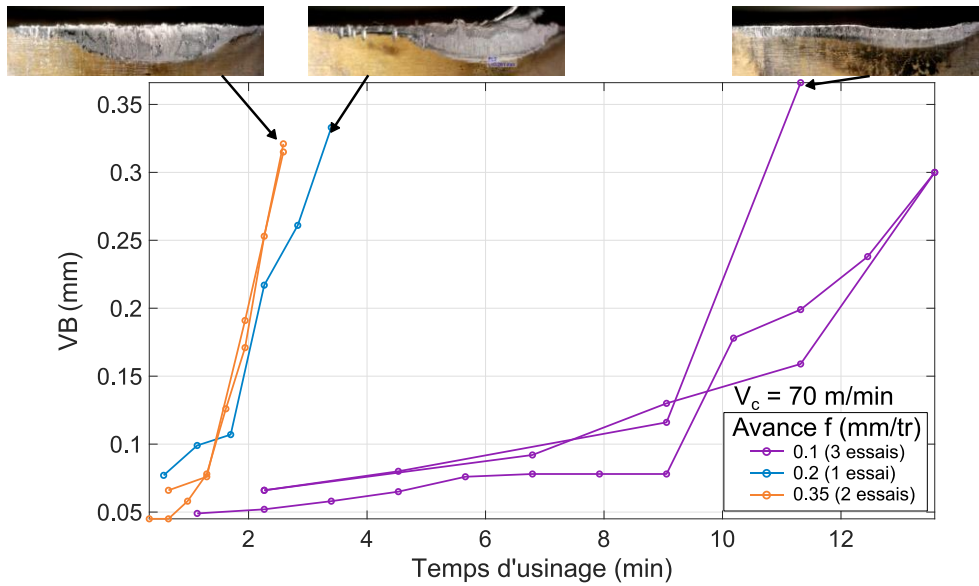


Figure A.12. Evolution de l'usure en dépouille au cours de la vie de l'outil pour différents niveaux d'avance -  $V_c = 70$  m/min.

### A.1.3.5. Bilan

L'influence des paramètres de coupe sur les manifestations d'usure et la durée de vie des outils est résumée comme suit :

- Les phénomènes liés à l'adhésion, comme l'arête rapportée et l'étalement de matière sur la face de dépouille, apparaissent pour toutes les conditions de coupe et sont favorisés par les faibles vitesses de coupe et les fortes avances.
- Les fortes vitesses de coupe et les fortes avances favorisent l'apparition d'entailles sur l'arête et l'effondrement de l'arête.
- La durée de vie est fortement influencée, dans l'ordre d'importance, par la vitesse de coupe et l'avance.

Les observations précédentes ainsi que les analyses présentes dans l'article JMPT au §2.4 permettent d'identifier une gamme de paramètres de coupe viables en production. La vitesse de coupe 35 m/min est écartée. Les analyses de l'article JMPT montrent que la stabilité de l'arête rapportée à faible vitesse perturbe fortement l'évolution des efforts et dégrade l'intégrité de surface. Les fortes avances sont aussi exclues aux vitesses de coupe supérieures, où la durée de vie de l'outil est trop faible. En définitive, la gamme de paramètre utilisable est assez restreinte avec des vitesses de coupe comprises entre 52.5 et 70 m/min et des avances inférieures à 0.2 mm/tr pour la profondeur 0.5 mm. Ces considérations de productivité, liées au débit d'enlèvement de matière et à la durée de vie de l'outil, doivent être comparées aux considérations d'intégrité dans la ZAPU pour trouver la gamme de paramètres utilisables en production.

#### A.1.4. Gradient de taille des grains en fonction de la position radiale

La taille des grains varie en fonction de la position radiale où est extrait l'échantillon. Les grains sont plus fins au voisinage du diamètre extérieur ce qui est classique dans une barre forgée. La taille des grains est mesurée par la méthode d'intersection linéaire de Heyn (ASTM E112:1996). La méthode est adaptée car la microstructure étudiée est équiaxe, composée d'une unique phase majoritaire et que la préparation permet de distinguer clairement les joints de grain. Cette méthode permet de mesurer la taille des grains avec une précision de 10%. La reproductibilité est égale à  $\pm 0.5$  unité de taille des grains (variation d'un opérateur à l'autre) au sens de la norme ASTM E112 (Standard, 1996). Les résultats sont résumés sur la Figure A.13. Chaque mesure est répétée 10 fois et la valeur moyenne des 10 mesures est affichée avec un gros marqueur. Les valeurs de taille des grains estimées pour chaque mesure sont affichées avec un petit marqueur.

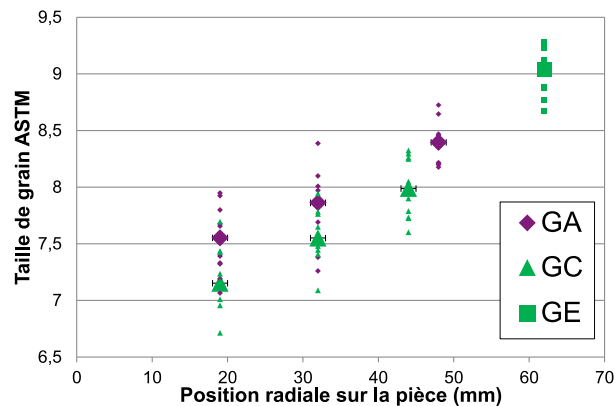


Figure A.13. Mesure de la taille des grains (norme ASTM E112) des galettes à différents rayons par la méthode d'interception linéaire de Heyn.

Pour rappel, les galettes violettes sont traitées thermiquement après la découpe dans une barre non traitée. Les galettes vertes sont découpées dans une barre massive traitée thermiquement.

Par extrapolation polynômiale d'ordre 2, le gradient de taille des grains dans les galettes vertes est de 7 à cœur et 10 au diamètre extérieur en unité ASTM d'après la norme E112. Cela représente un diamètre moyen de  $32 \mu\text{m}$  à cœur et  $11 \mu\text{m}$  au diamètre extérieur. Les galettes violettes ont des grains légèrement plus fins que les galettes vertes. Cette différence est inférieure à une demi-unité de taille des grains ASTM ce qui représente, sur toute la gamme de rayon, moins de  $10 \mu\text{m}$  de différence entre les deux microstructures.

Dans une étude sur l'influence de la taille des grains sur l'usure des outils dans l'Inconel 718, (Olovsjö et al., 2010) travaillent avec des échantillons d'Inconel 718 TR. Ils comparent l'usure de l'outil dans des échantillons ayant une taille moyenne de grains de  $127 \mu\text{m}$  et  $16 \mu\text{m}$ . Ils trouvent que l'usure en entaille est fortement favorisée dans les échantillons à gros grains. L'usure en entaille concerne ici la formation d'une large entaille proche de  $\theta_{\text{max}}$  et non pas l'apparition de petites entailles tout le long de l'arête de coupe comme illustré sur la Figure A.2. En revanche, l'usure en dépouille n'est que très peu influencée par la taille des grains. Seule la différence de dureté (relativement faible : 15 HV de moins pour les gros grains) est avancée pour expliquer la différence.

Les échantillons testés dans l'article JMPT au §2.4 présentent un gradient de taille des grains 5 fois moins prononcé que dans l'étude suédoise citée précédemment. D'autre part, la variation de dureté moyenne associée à ce gradient de taille des grains est faible, de l'ordre de 25 HV0.1. Il n'y a donc pas de raison que le gradient de taille des grains suivant le rayon soit responsable d'usure différentielle.

## A.2. Annexes du chapitre 3

### A.2.1. Traitement des mesures laser

#### A.2.1.1. Traitement des mesures du profilomètre laser

Le profilomètre laser (Keyence, réf : LJ-V7060) permet de mesurer l'altitude de la surface usinée (suivant la direction de l'axe z de la machine). Ce capteur mesure, en une seule acquisition, un profil d'altitude de 16 mm le long de l'axe X avec une résolution de 20  $\mu\text{m}$  suivant cet axe. A l'aide d'une action synchrone de la CN, la mesure est déclenchée par trigger et synchronisée avec la position de la broche, programmée en mode axe, (cf. Figure A.14). Une impulsion est générée tous les degrés. Cette opération est répétée pour 4 positions radiales, ce qui permet de couvrir la totalité de la surface du disque ainsi que la géométrie de référence. Le capteur, solidaire de l'axe X de la machine, est translaté de 13 mm entre chaque position radiale afin d'assurer un chevauchement de 3 mm entre les profils. La mesure dure environ 2 minutes.

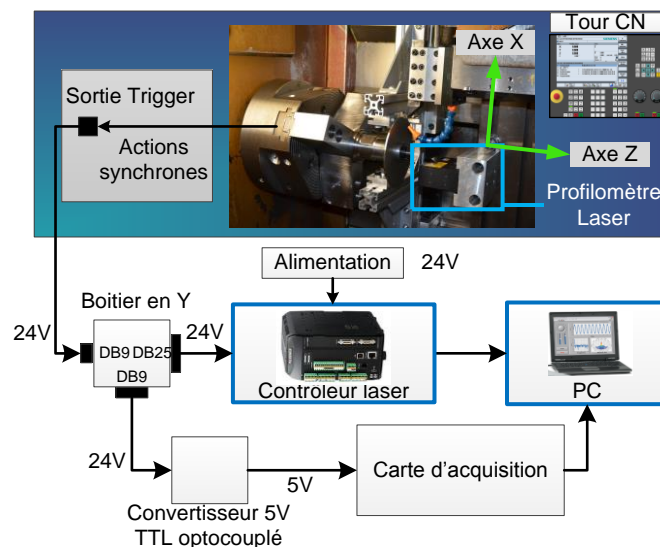


Figure A.14. Déclenchement des mesures laser au profilomètre par trigger CN.

Le passage des données brutes aux données traitées est synthétisé dans la Figure A.15. Les étapes du traitement sont détaillées et justifiées comme suit :

- **Extraction des données brutes** : 360 profils à 4 positions radiales soit 1440 profils. Les données brutes sont récupérées directement en numérique dans le contrôleur du profilomètre laser. Toutes les options de filtrage numérique du contrôleur laser sont désactivées.
- **Filtrage du bruit par seuillage**. Du bruit de mesure apparaît sur les profils bruts sous forme de pics marqués. Chaque profil est découpé en 10 segments de même longueur. Une régression linéaire est effectuée sur chaque segment. Par la suite, une boîte englobante, constituée de deux droites parallèles à la droite de régression linéaire, permet de supprimer les bruits de mesure par seuillage. Cela consiste à supprimer les points de mesure qui sont en dehors de la boîte. Le procédé est itératif avec des boîtes englobantes de plus en plus étroites. La boîte la plus étroite a une largeur de 40  $\mu\text{m}$ . Cette méthode permet de ne pas lisser les mesures.
- **Construction des profils complets**. Pour chacune des 360 positions angulaires, les 4 profils mesurés qui lui sont associés sont mis bout à bout selon un axe de positions radiales. Il y a un chevauchement de 3 mm entre les profils successifs pour permettre le recalage.

- **Correction de l'orientation des profils.** Nominale, la ligne de mesure du capteur doit être parallèle à l'axe X de la machine. En cas de défaut d'orientation du capteur dans la machine, un décalage apparaît entre les profils dans la zone de chevauchement après l'étape précédente. L'angle de correction à appliquer est calculé à partir de la mesure du décalage. Les profils subissent alors une rotation qui corrige le défaut.
- **Détection de la position des profils dans le repère de la pièce.** Les 360 profils complets et correctement orientés dans le plan (X, Z) doivent être exprimés dans le repère de la pièce.
  - La position radiale de début du profil est détectée grâce à la transition entre le disque et la rondelle rectifiée (cf. Figure A.15) dont le diamètre est connu. Le faux rond de la rondelle est réduit au maximum avant les mesures pour réduire l'erreur de mesure pendant cette étape.
  - Le profil correspondant à la position angulaire  $\theta_n$  est repositionné dans le plan (X, Y) en lui appliquant une rotation d'angle  $\theta_n$  dans ce plan. Le nuage de points 3D de la surface usinée est construit.
- **Recalage du nuage de points par rapport à une référence fixe.** A chaque étape, une référence fixe est mesurée et un plan des moindres carrés lui est associé. La référence fixe est la portion proche du diamètre extérieur de la face avant de la rondelle rectifiée (cf. Figure A.15). Le nuage de points courant est translaté suivant l'axe Z d'une distance  $d_z$ . C'est la distance qui sépare l'altitude à l'origine de ces deux plans :
  - Le plan des moindres carrés associés à la mesure de la référence fixe à l'étape courante.
  - Le plan de référence. Ce plan est établi pendant la mesure de la référence fixe juste avant l'usinage lorsque la rondelle est serrée.
- **Reconstruction de la surface en 3D.** Interpolation du nuage de points sur une grille comportant une densité de points moins importante. La grille est constituée d'un point par mm dans la direction radiale et d'un point par degré dans la direction ortho radiale. Cela induit une perte d'information relative à l'état de surface et l'ondulation de la surface, mais cela ne fait pas partie de l'objet de l'étude. La grille proposée suffit à caractériser le défaut de forme de la face usinée du disque.

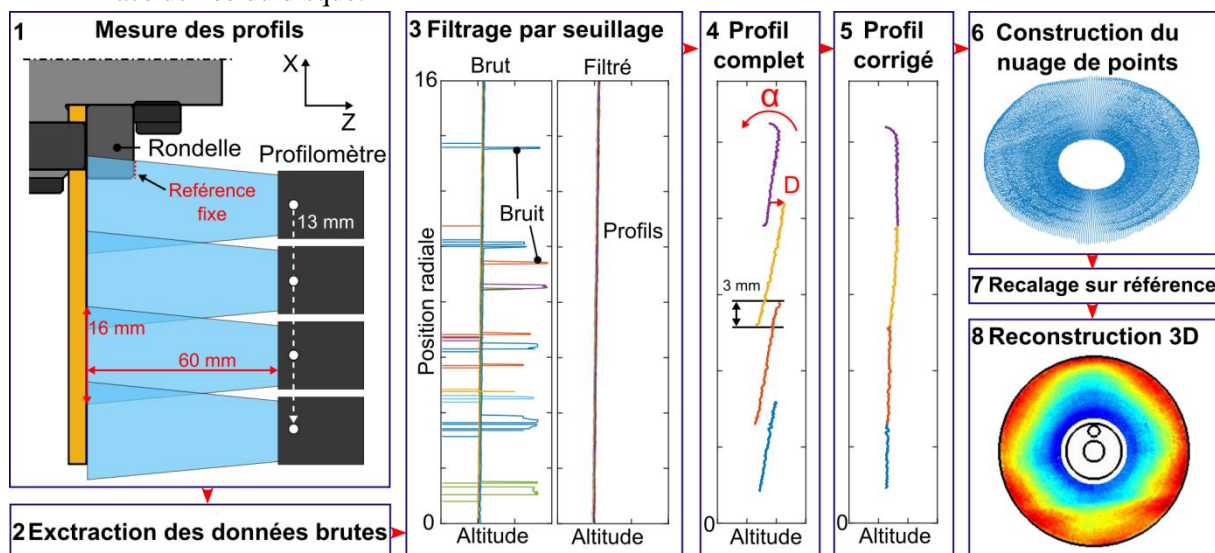


Figure A.15. Synthèse de l'algorithme de traitement de données du profilomètre laser.

### A.2.1.2. Traitement des mesures des deux capteurs laser point

Les deux capteurs laser point (Micro-epsilon, réf : optoNCDT 1420-ILD10) sont placés en regard, de part et d'autre du disque. Ils permettent de mesurer le battement circulaire axial sur chaque face du disque en maintenant le bras laser à une position radiale fixe et en faisant tourner la broche. La mesure est réalisée tous les 1 mm suivant le rayon. La première position radiale de mesure est située au rayon 32 mm sur le disque pour des raisons d'accessibilité. La mesure est réalisée à la volée avec une vitesse de rotation de broche constante. Elle dure environ 8 minutes.

Le passage des données brutes aux données traitées est synthétisé dans la Figure A.16. Les étapes du traitement sont détaillées et justifiées comme suit :

- **Extraction des données brutes** : Unique vecteur contenant les mesures des deux lasers, des positions de la broche et des axes X et Z à 37 positions radiales successives. Toutes les options de filtrage numérique du contrôleur laser sont désactivées. Les données sont mesurées à partir d'un PC d'acquisition branché aux sorties analogiques du contrôleur des deux lasers.
- **Troncature des données brutes** : Pendant la mesure à une position radiale donnée, il y a 4 phases distinctes :
  - Mise en position de la broche en avance de phase.
  - Accélération.
  - Maintien à vitesse constante pendant plus d'un tour de broche.
  - Décélération.

Ce processus est répété à chaque position radiale. Seules les données mesurées pendant le tour de broche à vitesse constante sont conservées.

- **Filtrage** : Un filtrage personnalisé est appliqué aux données brutes. Il est constitué d'une étape de filtrage centré médian de taille 5 permettant de supprimer les sauts. Par la suite, un filtre moyen centré de taille 33 permet de réduire le bruit de mesure en lissant la courbe. La taille des filtres a été étudiée afin de filtrer le bruit de mesure en limitant au maximum le lissage.
- **Recalage sur référence** : Les mesures sont positionnées dans le repère de la pièce.
- **Réduction des données** : Pour chaque position radiale, 7200 points de mesure sont récoltés au cours du tour de broche (vitesse de rotation 6000°/min et fréquence d'acquisition 2 kHz). Pour préparer l'étape d'interpolation, la taille des données est réduite en ne conservant qu'un point de mesure par degré soit 360 points par position radiale. Pour cela, la moyenne de la mesure filtrée est calculée sur une fenêtre de taille angulaire faible autour des positions angulaires à conserver.
- **Reconstruction de la surface en 3D**. Interpolation naturelle du nuage de points sur une grille comportant une densité de points moins importante. La grille est constituée d'un point par mm dans la direction radiale et d'un point par degré dans la direction ortho radiale.



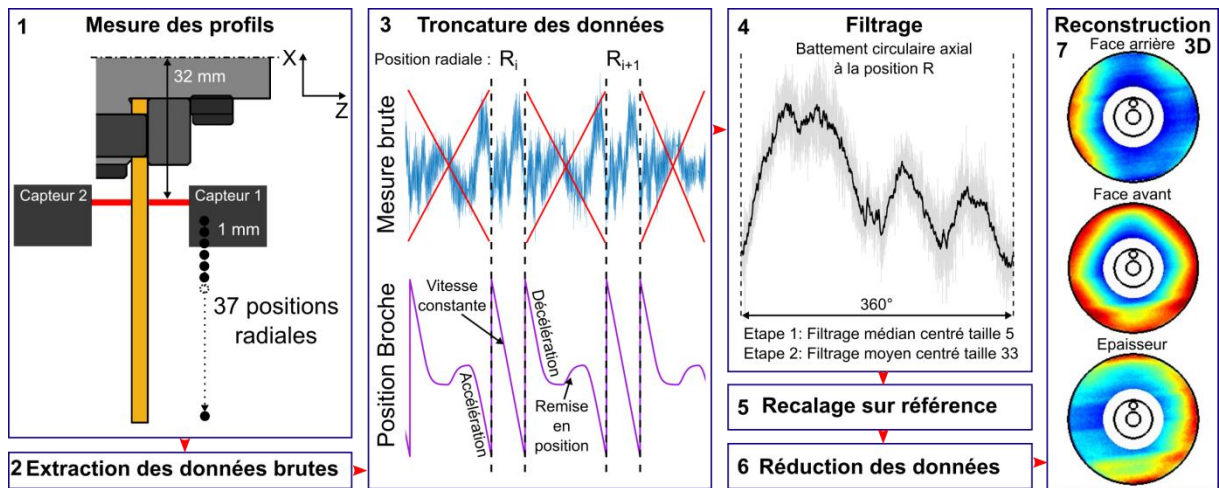


Figure A.16. Synthèse de l'algorithme de traitement de données des capteurs laser point.

Les mesures laser sont interpolées sur la même grille. Ainsi, il est simple de comparer les surfaces du disque à différentes étapes du procédé ou bien de mesurer des épaisseurs par différence de la face avant et arrière.



### A.2.2. Recalage des mesures dans le repère de la pièce

Les mesures laser sont à une dimension et caractérisent une altitude relative des points. Afin de reconstruire les surfaces du disque, il faut donc connaître la position du capteur dans l'espace. Les coordonnées polaires  $(r,\theta)$  de chaque point de mesure sont calculées respectivement à partir de la position de la règle machine (axe X) et du codeur de broche (axe C). Une procédure est développée afin de mesurer la position relative de chaque capteur les uns par rapport aux autres.

Cette procédure consiste à scanner une sphère étalon avec chaque capteur suivant l'axe X de la machine (Figure A.17). La mesure de position des axes X et Z de la machine est synchronisée avec la mesure laser. La coupe d'une sphère suivant l'axe X étant un cercle, un cercle des moindres carrés est associé à chaque profil mesuré. La distance séparant le centre des cercles suivant les axes X et Z permet ainsi de localiser les capteurs les uns par rapport aux autres.

Une fois que les positions relatives des capteurs sont connues, il suffit de détecter un point sur la pièce pour recalibrer toutes les mesures dans le repère absolu de cette dernière. Cette étape se fait grâce à la mesure au profilomètre sur une référence fixe, détaillée à l'étape « Détection de la position des profils dans le repère de la pièce » du traitement des mesures au profilomètre présenté dans le paragraphe A.2.1.1.

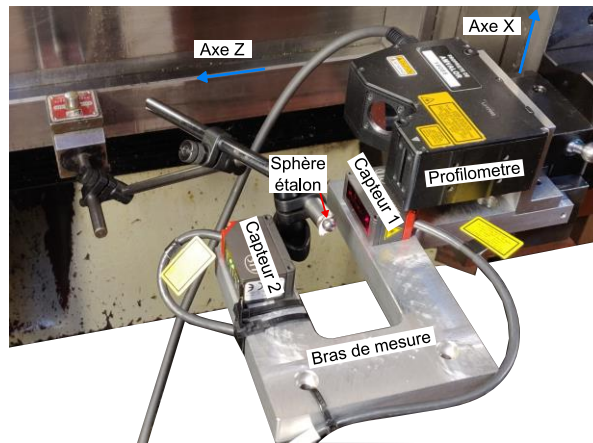


Figure A.17. Procédure de mesure des positions relatives des capteurs. Scan *in situ* d'une sphère étalon.

La procédure de mesure sur sphère étalon permet de régler les capteurs et de réduire leur défaut d'alignement suivant les axes X et Y à moins de  $20\ \mu\text{m}$  :

- Une différence de rayon des cercles mesurés permet de détecter un défaut d'alignement suivant l'axe Y de la machine.
- Une différence de position suivant l'axe X du centre des cercles mesurés avec les capteurs laser point permet de détecter un défaut d'alignement suivant l'axe X de la machine.

### A.2.3. Fabrication des disques

#### A.2.3.1. Étapes de fabrication

Les éprouvettes utilisées dans l'étude sont des disques. Ils ont été dimensionnés afin d'être représentatifs des parties minces d'un disque de turbine. Le dessin de définition est montré sur la Figure A.18. La fabrication se divise en 3 étapes :

- Tournage d'une barre traitée thermiquement. Usinage du diamètre extérieur et des 2 alésages.
- Découpe du disque par électroérosion à fil. Obtention d'un disque d'épaisseur 3.1 mm.
- Rodage. Obtention de l'épaisseur finale de 3 mm. Réduction des défauts de planéité et de parallélisme.

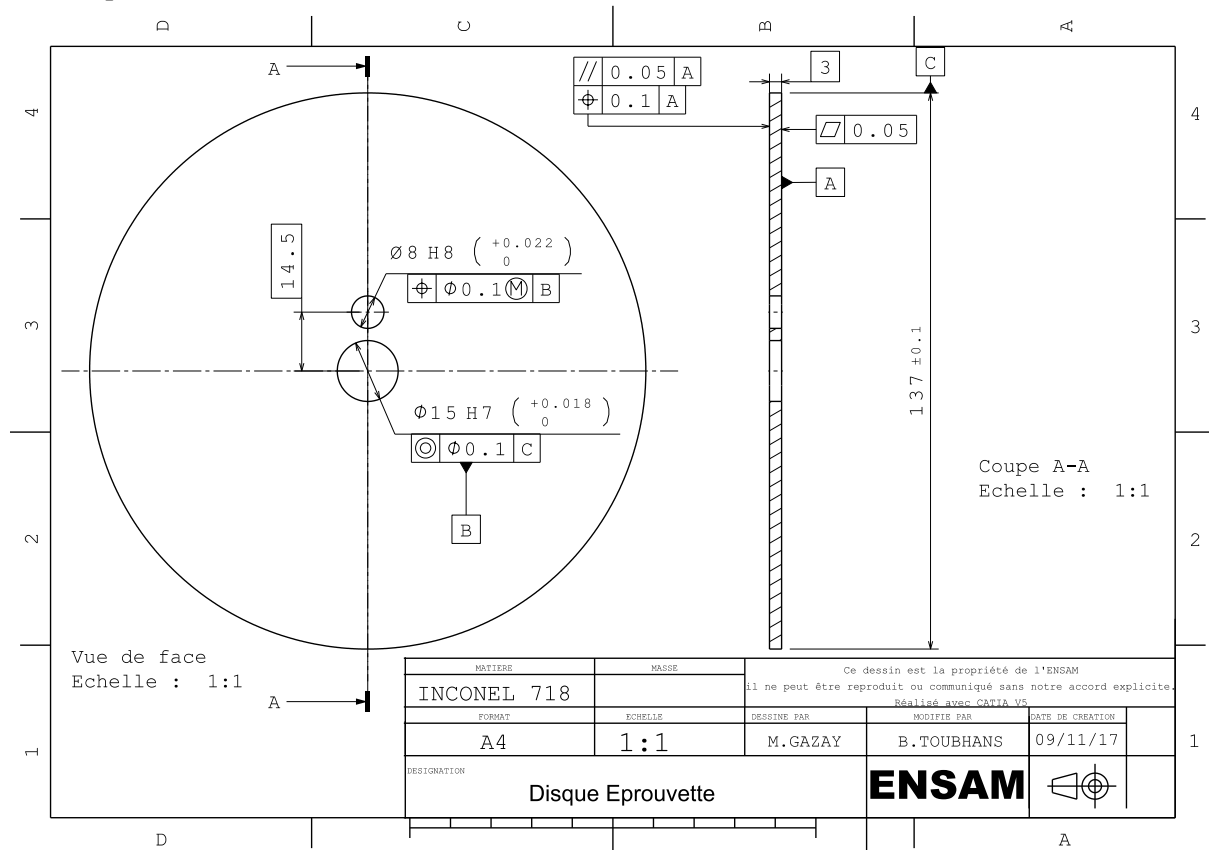


Figure A.18. Dessin de définition des disques.

Le rodage est un procédé d'enlèvement de matière par abrasion qui est principalement utilisé en finition pour obtenir des surfaces de grande qualité géométrique. C'est un procédé lent. Le rodage est nécessaire pour deux raisons. Premièrement, des distorsions apparaissent pendant la découpe par électroérosion à fil suite au relâchement des CR pré-usinage et potentiellement à l'introduction de CR liées au procédé de découpe. Deuxièmement, les surfaces découpées par électroérosion présentent un mauvais état de surface et une Zone Affectée Thermiquement (ZAT) comme montré sur la Figure A.19. Une couche blanche est visible à la surface, à l'interface avec la zone de décharge où la matière était en fusion. Par conséquent, le rodage permet d'abraser la surface pour faire disparaître la ZAT et réduire les défauts géométriques de la pièce.

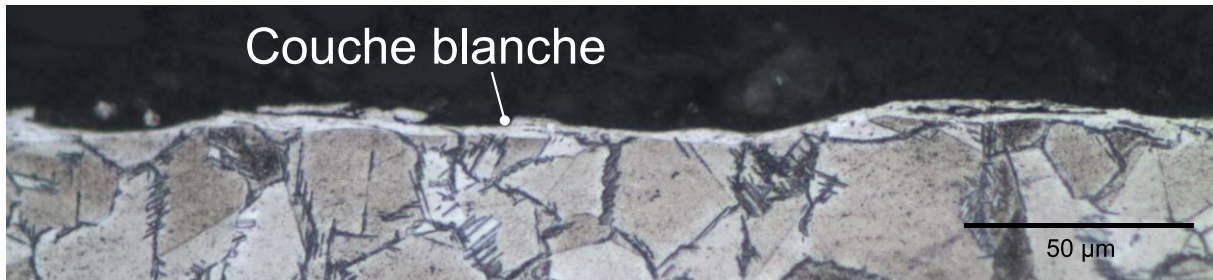


Figure A.19. ZAT et rugosité d'une surface découpée par électroérosion à fil. Matériau - Inconel 718 TR.

### A.2.3.2. Contrôle géométrique des disques

Afin d'observer les phénomènes responsables de distorsions apparaissant pendant l'usinage, il est préférable que le disque soit initialement plan avec les deux faces parallèles. Dans le cas contraire, l'analyse des résultats peut être compromise pour les raisons suivantes :

- Si le disque est voilé, une déformation élastique de la pièce apparaît pendant le bridage. Cela peut introduire des contraintes élastiques dans la pièce avant l'usinage qui peuvent être rééquilibrées pendant l'enlèvement de matière et créer une « fausse » distorsion.
- Si le disque a une mauvaise planéité et parallélisme, la profondeur de passe varie pendant un tour de broche ce qui modifie les efforts de coupe et le chargement thermomécanique.

Afin de contrôler la géométrie des disques, une machine de mesure de cylindricité de la marque Taylor-Hobson montrée en Figure A.21 est utilisée. Plusieurs profils de planéité sont mesurés à différentes positions radiales sur les deux faces du disque. Un plan de référence des moindres carrés (MC) de la face du dessous est construit pour mesurer le parallélisme et le battement total de la face du dessus. Les conventions choisies dans le logiciel de traitement ne respectent pas toujours la norme. Les définitions des différentes grandeurs mesurées sont données ci-dessous :

- **Planéité** : La différence entre la valeur maximum et la valeur minimum du profil mesuré auquel est ajusté un plan de référence par la méthode des moindres carrés (ISO 12781-2011).
- **Parallélisme** : La définition de Taylor-Hobson n'est pas issue d'une norme. La mesure de parallélisme ne contient pas le défaut de forme dans l'interprétation de Taylor-Hobson (cf. Figure A.20). Avec cette définition, il est possible de calculer un défaut de parallélisme d'une surface, par rapport à une référence spécifiée, inférieur au défaut de planéité de cette surface, ce qui est aberrant.

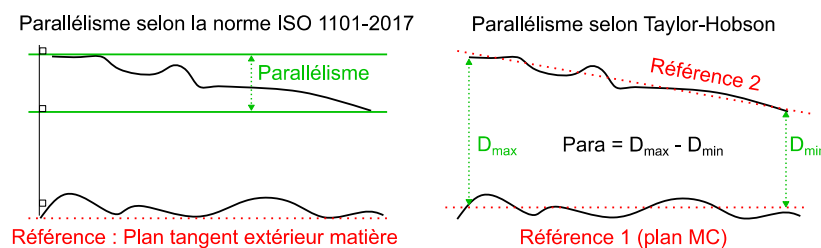


Figure A.20. Définition du parallélisme dans le logiciel Taylor-Hobson.

- **Battement Total** : La distance minimale séparant deux plans parallèles normaux à l'axe de référence et qui englobent totalement le profil mesuré (ISO 1101-2017).

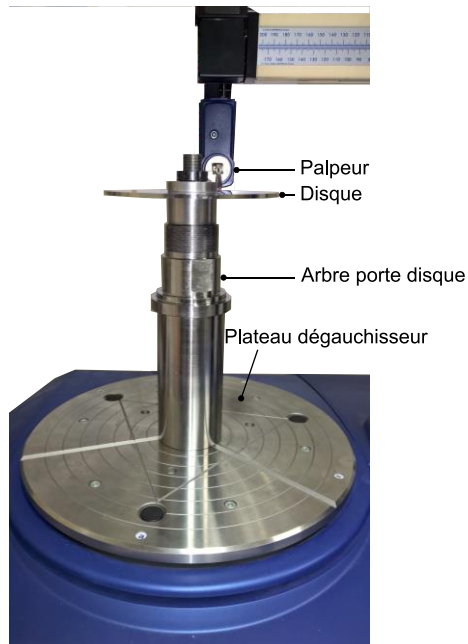


Figure A.21. Mesure de planéité, parallélisme et battement total axial sur disque.

Les mesures sur disque sont présentées ci-dessous. Pour rappel, il y a deux lots de disques :

- Lot 1 (cf. Tableau A.1) : 10 disques découpés dans une barre non traitée. Les disques ont subi le TTH après la découpe. Ces disques n'ont pas été rodés.
- Lot 2 (cf. Tableau A.2) : 10 disques découpés dans une barre traitée thermiquement. Les disques sont rodés après la découpe.

Tableau A.1. Mesures ( $\mu\text{m}$ ) des défauts de forme, orientation et battement après découpe au fil (WEDM) et après TTH pour le lot de disque n°1.

Disque	Planéité face dessous ( $\mu\text{m}$ )		Planéité face dessus ( $\mu\text{m}$ )		Parallélisme ( $\mu\text{m}$ ) selon T-Hobson		Battement total dessus ( $\mu\text{m}$ )	
	WEDM	TTH	WEDM	TTH	WEDM	TTH	WEDM	TTH
<b>D1</b>	124	600	110	603	32	29	125	604
<b>D2</b>	127	336	123	312	57	66	127	336
<b>D3</b>	146	64	125	78	26	28	129	80
<b>D4</b>	102	77	115	81	42	43	109	90
<b>D5</b>	92	52	101	82	63	66	129	98
<b>D6</b>	120	89	96	67	36	35	103	82
<b>D7</b>	109	116	112	100	63	65	132	134
<b>D8</b>	112	118	95	89	53	56	107	115
<b>D9</b>	103	64	110	79	20	22	112	93
<b>D10</b>	62	61	91	80	25	23	104	91

Les disques du lot 1 présentent, après découpe au fil, un défaut de forme moyen de  $110 \mu\text{m}$ . Cela indique que les disques se sont déformés pendant la découpe au fil et contiennent donc des contraintes résiduelles. Le TTH a un effet bénéfique ou neutre sur le défaut de planéité et de battement des disques 3 à 10. Il est probable que le maintien prolongé à haute température pendant la mise en solution avant la trempe et les deux recuits successifs aient détendu les contraintes présentes dans les disques. Les disques 1 et 2 présentent des défauts de planéité, après TTH, bien supérieurs aux autres disques. Les disques ont été empilés pour le TTH et ces deux disques étaient en bas de la pile. Cela a

pu provoquer une différence de taux de refroidissement, entre la face exposée à l'air et la face en contact, avec les autres disques chauds pendant l'étape de trempe. Le défaut de parallélisme reste inchangé à la suite du TTH.

Tableau A.2. Mesures ( $\mu\text{m}$ ) des défauts de forme, orientation et battement après découpe au fil (WEDM) et après rodage pour le lot de disque n°2.

Disque	Planéité face dessous ( $\mu\text{m}$ )		Planéité face dessus ( $\mu\text{m}$ )		Parallélisme ( $\mu\text{m}$ ) selon T-Hobson		Battement total dessus ( $\mu\text{m}$ )	
	WEDM	TTH	WEDM	TTH	WEDM	TTH	WEDM	TTH
<b>D11</b>	171	128	150	56	33	14	162	59
<b>D12</b>	56	17	40	23	22	3	47	24
<b>D13</b>	62	16	56	21	15	2	59	22
<b>D14</b>	68	18	63	22	29	6	71	23
<b>D15</b>	36	49	47	51	14	5	51	50
<b>D16</b>	85	17	80	20	24	3	87	21
<b>D17</b>	80	14	81	11	16	2	84	11
<b>D18</b>	106	22	100	45	22	5	105	45
<b>D19</b>	52	26	59	32	14	5	56	32
<b>D20</b>	80	35	71	38	33	7	80	39

Les disques du lot 2 présentent, après découpe au fil, un défaut de forme moyen de  $69 \mu\text{m}$ , donc inférieur à ceux du lot 1. Il est alors probable que le TTH sur la barre massive a aussi pour effet de détendre les contraintes résiduelles introduites pendant le forgeage. Le disque 11 présente un défaut de forme 3 fois plus important que les autres. C'est le premier disque qui a été découpé dans la barre usinée et traitée thermiquement. Il y avait donc une des faces de ce disque qui était une surface usinée, contenant donc des contraintes résiduelles d'usinage dans sa ZAPU.

De plus, l'étape de rodage permet de réduire les défauts de forme, d'orientation et de battement afin de respecter les tolérances de planéité et de parallélisme des faces définies dans le dessin de définition (Figure A.18). La machine de rodage utilisée est constituée de deux plateaux rotatifs entre lesquels sont disposés les échantillons à roder. Le premier plateau est statique, alors que le deuxième peut être translaté le long de son axe de rotation pour appliquer une pression sur les échantillons. Sans pression, le procédé d'abrasion serait extrêmement lent. Si les disques présentent un défaut de forme important avant le rodage, l'application d'une pression déforme élastiquement le disque. Le retour élastique qui se produit inévitablement lorsque la pression est supprimée limite donc la capacité du procédé à réduire les défauts de forme et de parallélisme. Par exemple, les disques présentant des distorsions de type « selle de cheval » ou en coupelle après la découpe au fil sont difficiles à aplanir (D11, D15, D19, D20). De plus, le rodage permet de réduire le défaut de parallélisme selon la définition de Taylor-Hobson. En réalité, cette mesure traduit d'avantage la capacité du procédé de rodage à homogénéiser l'épaisseur du disque.

En définitive, la procédure de fabrication, consistant à découper des disques par électroérosion à fil puis à les roder, est une méthode rapide et efficace. Elle permet d'obtenir des échantillons présentant des défauts de planéité et de parallélisme faibles. De plus, le rodage ne crée pas de zone thermiquement ou mécaniquement affectée, contrairement au procédé de rectification. Cela facilite l'analyse des distorsions qui apparaissent pendant l'usinage. Pour permettre d'améliorer la fabrication des disques, il faut contrôler le potentiel de distorsion des disques en réduisant leur niveau de contraintes avant la découpe et en limitant l'introduction de contraintes pendant la découpe.

#### A.2.4. Analyse complémentaire des mesures de CR dans la ZAPU

Dans ce paragraphe, toutes les mesures DRX réalisées à l'issue des essais d'usure étagés présentés dans l'article JMPT au §2.4 sont analysées. L'influence des paramètres de coupe et de l'usure de l'outil sur le potentiel de distorsion y est mise en évidence.

##### A.2.4.1. Influence de la vitesse de coupe avec un outil neuf

L'augmentation de la vitesse de coupe tend à faire diminuer la contrainte de traction en surface et la profondeur affectée en traction (cf. Figure A.22). Wiesner (1992) obtient le même résultat dans de l'acier inoxydable austénitique et justifie cette observation par la faible diffusivité thermique du matériau qui s'oppose à la pénétration de l'énergie dans la ZAPU. L'augmentation de la vitesse de coupe s'accompagne pourtant d'une hausse de l'énergie de coupe et de la température mesurée proche de la pointe d'outil (Itakura et al., 1999). Cependant, la vitesse du copeau et le phénomène de convection plus importants à haute vitesse de coupe semblent limiter la quantité d'énergie pénétrant dans la ZAPU et sa profondeur de pénétration. Les profils associés à la vitesse de coupe 35 m/min présentent une profondeur affectée et une zone en compression bien plus importantes que les deux essais à vitesse supérieure. Il est probable que cela soit lié au phénomène de labourage associé à la formation d'une arête rapportée qui est favorisée par la vitesse de coupe lente et la faible avance,  $f = 0.1$  mm/tr.

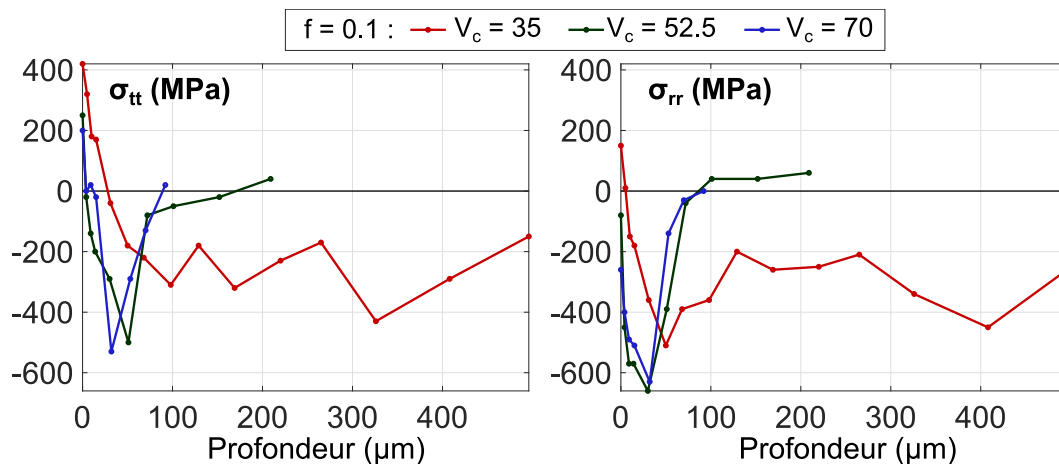


Figure A.22. Influence de la vitesse de coupe sur le profil de CR dans la ZAPU avec un outil neuf dans la direction circonférentielle ( $\sigma_{tt}$ ) et radiale ( $\sigma_{rr}$ ).

##### A.2.4.2. Influence de l'avance avec un outil neuf

A la vitesse de coupe 52.5 m/min, dans la direction radiale, l'augmentation de l'avance tend à augmenter la contrainte de traction en surface et la profondeur en traction (cf. Figure A.23). Dans le même temps, la profondeur et l'intensité du pic de compression diminuent. L'augmentation de l'avance augmente la quantité d'énergie créée dans la zone de cisaillement primaire. De plus, il est possible que le champ de déformation en compression à l'avant de l'outil soit plus important. Ces deux facteurs favorisent les contraintes de traction et pourraient expliquer l'augmentation de la profondeur en traction des profils lorsque l'avance augmente. En ce qui concerne la diminution de la profondeur et de l'intensité du pic de compression, cela est associé à l'orientation de la résultante des efforts de coupe et de pénétration. En effet, l'augmentation de l'avance a une plus forte influence sur l'effort de coupe que sur l'effort de pénétration du fait de l'augmentation de la section coupée. De ce fait, la résultante de l'effort de coupe et de l'effort de pénétration pointe plus vers l'intérieur de la pièce lorsque l'avance est faible. Cela a probablement pour effet d'augmenter la profondeur affectée par le chargement mécanique.

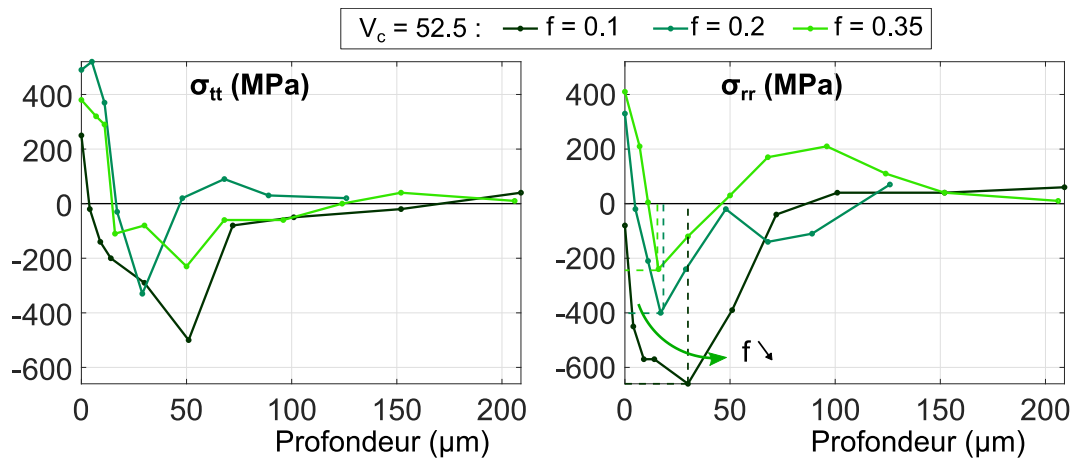


Figure A.23. Influence de l'avance sur le profil de CR dans la ZAPU avec un outil neuf dans la direction circonférentielle ( $\sigma_{tt}$ ) et radiale ( $\sigma_{rr}$ ).

D'après ces observations, l'augmentation de la vitesse de coupe et de l'avance avec un outil neuf, dans la limite des paramètres utilisés, permet de limiter la profondeur et l'amplitude du profil de CR dans la ZAPU. Cela devrait avoir pour effet de générer moins de moment de flexion sur le disque. D'autre part, l'usure a aussi une forte influence sur l'intégrité de la ZAPU.

#### A.2.4.3. Influence de la vitesse de coupe avec un outil usé

Les mesures de CR sur la Figure A.24 sont réalisées sur les paliers où l'outil est usé et a dépassé la période d'usure contrôlée. La valeur d'usure en dépouille est proche de 0.3 mm. La profondeur de la ZAPU a fortement augmentée par rapport aux paliers usinés avec un outil neuf. D'autre part, il est clair que l'aire sous la courbe augmente lorsque la vitesse de coupe augmente. Par conséquent, les fortes vitesses de coupe, qui favorisent un faible potentiel de distorsion lorsque l'outil est neuf, génèrent un potentiel de distorsion plus élevé lorsque l'outil est usé. Les niveaux de contraintes atteints en surface et au pic de compression sont proches ou dépassent parfois la résistance élastique du matériau. Pour simplifier, la résistance élastique en compression est considérée égale à celle en traction :  $R_{p0.2} = 1035$  MPa. Cela indique qu'il y a de l'écroutissage dans la ZAPU.

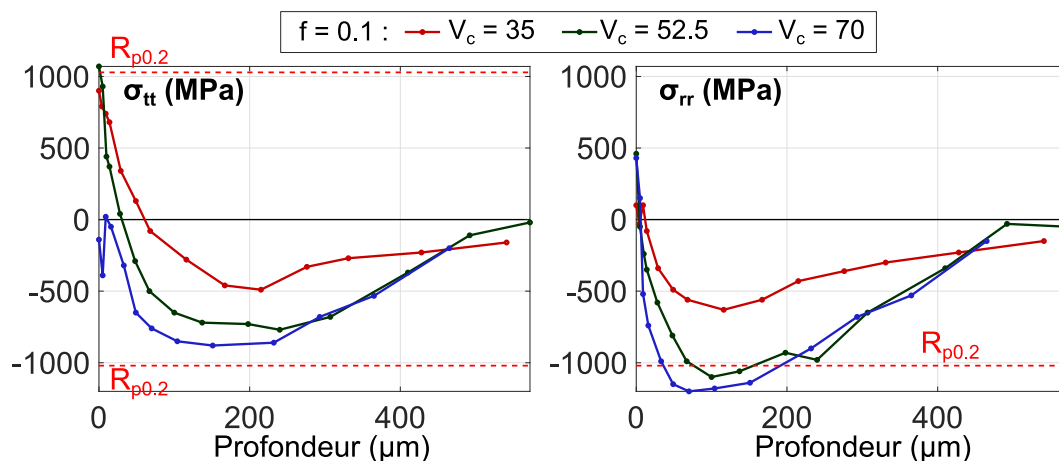


Figure A.24. Influence de la vitesse de coupe sur le profil de CR dans la ZAPU avec un outil usé dans la direction circonférentielle ( $\sigma_{tt}$ ) et radiale ( $\sigma_{rr}$ ).

#### A.2.4.4. Influence de l'avance avec un outil usé

L'avance a peu d'influence sur les profils de CR dans la direction circonférentielle lorsque l'outil est usé (cf. Figure A.25). Les mêmes tendances qu'avec un outil neuf sont observées dans la direction radiale.

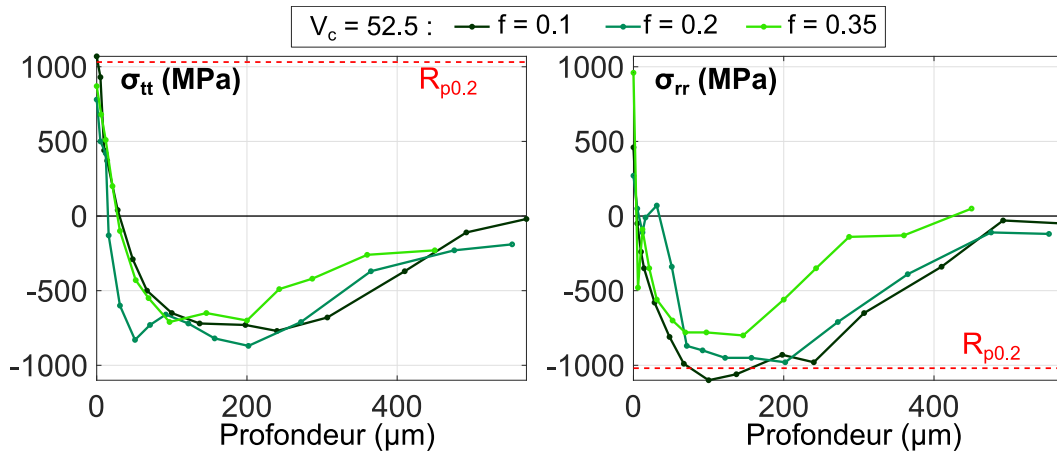


Figure A.25. Influence de l'avance sur le profil de CR dans la ZAPU avec un outil usé dans la direction circonférentielle ( $\sigma_{tt}$ ) et radiale ( $\sigma_{rr}$ ).

#### A.2.4.5. Évolution du profil de CR dans la ZAPU pendant la durée de vie de l'outil

Sur les Figure A.26 et Figure A.27, les profils de CR dans la ZAPU sont représentés à trois périodes de la durée de vie de l'outil :

- Palier 1 : Outil rodé après un temps d'usinage court.
- Palier 2 : Outil usé jusqu'à la fin de la période d'usure contrôlée.
- Palier 3 : Outil usé après le passage de l'inflexion de mort d'outil. L'essai est arrêté lorsque VB atteint 0.3 mm.

Le potentiel de distorsion augmente avec l'usure. Cependant, cette augmentation est faible pendant la période de rodage et d'usure contrôlée qui représente la majorité de la durée de vie de l'outil. En revanche, dès que la fin de la zone d'usure contrôlée est dépassée, le potentiel de distorsion augmente significativement. La même observation est faite sur l'évolution des efforts de coupe en fonction de l'usure dans l'article JMPT au §2.4.

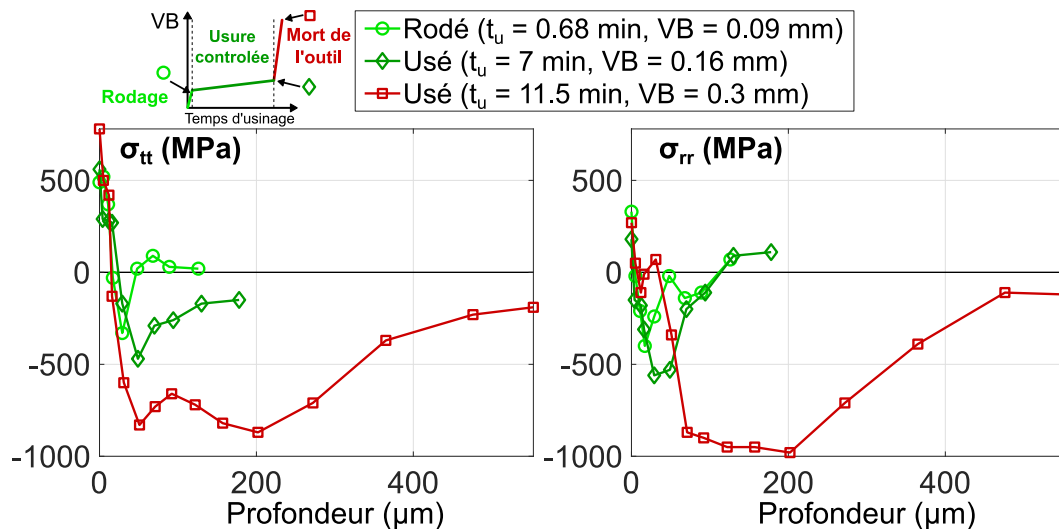


Figure A.26. Evolution du profil de CR dans la ZAPU pendant la durée de vie de l'outil -  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.2$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.



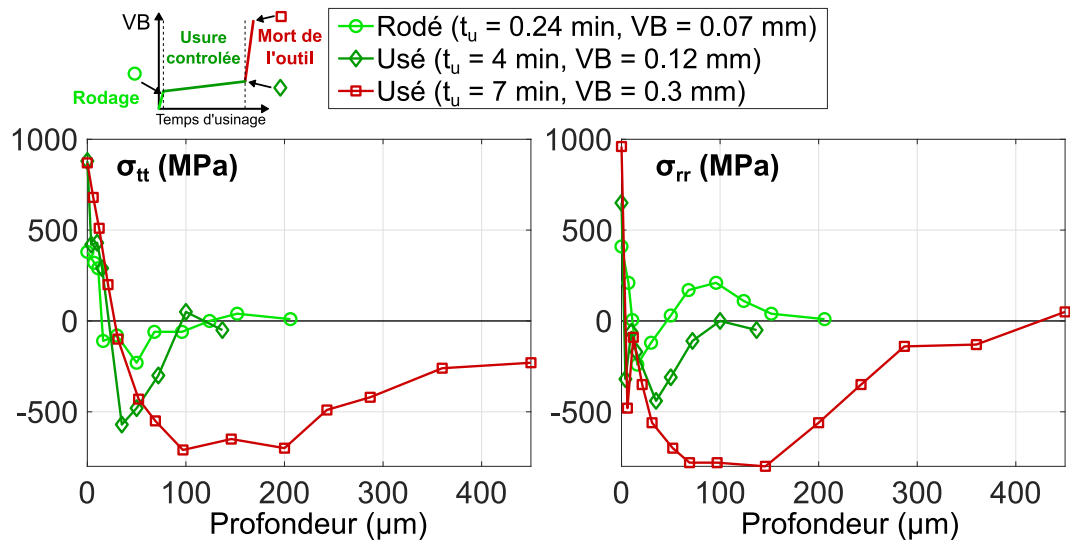


Figure A.27. Evolution du profil de CR dans la ZAPU pendant la durée de vie de l'outil -  $V_c = 52.5$  m/min,  $f = 0.35$  mm/tr,  $a_p = 0.5$  mm.

### A.2.5. Modèle mécanique analytique de plaque circulaire

Dans cette partie, la notation  $f_{,x}$  désigne la dérivée première de  $f$  par rapport à la variable  $x$ .  $f_{,xx}$  est la dérivée seconde et ainsi de suite.

#### A.2.5.1. Modèle et hypothèses

Pendant la campagne d'essai en configuration « disque rigidifié », 3 passes de dressage successives sont effectuées entre les positions radiales  $b$  et  $a$  (cf. Figure A.28). L'épaisseur finale de la zone usinée est  $e = 1.5$  mm. Aux positions radiales inférieures à  $a$ , le disque passe de l'épaisseur 1.5 mm à 3 mm (zone grise foncée). À la position radiale 20 mm, le disque est en appui contre l'arbre sur ses deux faces (zone noire). Dans ce modèle, seule la portion du disque entre les positions radiales  $a$  et  $b$  (zone gris clair) est considérée dans le modèle.

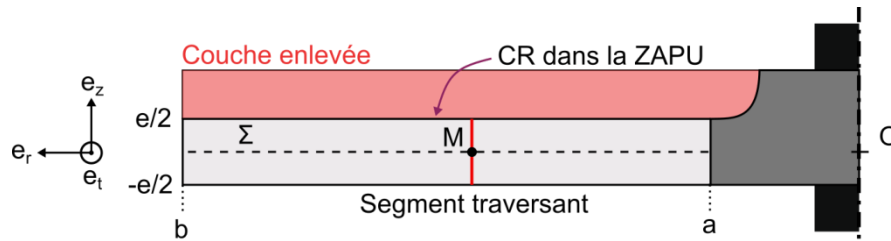


Figure A.28. Modèle géométrique du problème mécanique en configuration "disque rigidifié".

Le disque modélisé est homogène, d'épaisseur  $e$ , de rayon intérieur  $a$ , de rayon extérieur  $b$ . Son comportement est linéaire élastique. Le problème est axisymétrique. Un système de coordonnées cylindriques est utilisé :  $(O;(\vec{e}_r, \vec{e}_t, \vec{e}_z))$  où  $\vec{e}_z$  est normal au disque.  $O$  est à l'intersection entre l'axe du disque et sa surface moyenne  $\Sigma$ . Pour chaque point  $M$  de  $\Sigma$  est associé un segment droit perpendiculaire à  $\Sigma$  compris entre  $-e/2$  et  $e/2$ . Lorsque le disque est en appui sur sa face arrière,  $\Sigma$  est plane, de normale  $\vec{e}_z$ , et passe par  $O$ . Le problème étant axisymétrique, les segments restent dans le plan  $(\vec{e}_r, \vec{e}_z)$ . Pour un segment en  $M, \vec{OM} = r\vec{e}_r$ , ce mouvement est défini par 3 paramètres appelés déplacements généralisés de type plaque :

- $u(r)$  : déplacement de  $M$  parallèlement à  $\vec{e}_r$
- $w(r)$  : déplacement de  $M$  parallèlement à  $\vec{e}_z$
- $\theta(r)$  : Rotation du segment droit autour de  $\vec{e}_t$

Les hypothèses relatives au modèle de plaque sont les suivantes :

- **Hypothèse 1** : Cinématique des plaques : Les segments droits restent droits.
- **Hypothèse 2** : La plaque étant mince, l'hypothèse de contraintes planes est utilisée et donc  $\sigma_{zz} = 0$ .
- **Hypothèse 3** : Pour les plaques minces, la contribution des déformations de cisaillement transverse à l'énergie de déformation et à la déformée de la plaque sont négligeables. Par conséquent :  $\theta = -w_{,r}$

Pendant l'usinage, un champ de contraintes résiduelles est introduit dans la ZAPU :

- **Hypothèse 4** : Le champ de CR introduit dans la ZAPU est de la forme suivante :

$$[\sigma^u] = \begin{bmatrix} \sigma_{rr}^u & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{tt}^u & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (\text{A.1})$$

La contrainte d'usinage suivant l'axe  $\vec{e}_z$ ,  $\sigma_{zz}^u$ , ainsi que les contraintes de cisaillement sont considérées nulles.

- **Hypothèse 5** :  $\sigma_{rr}^u$  et  $\sigma_{tt}^u$  ne dépendent que de  $z$ . Autrement dit, le même champ de contraintes résiduelles est introduit dans la ZAPU pendant toute la passe. Cela est justifié par l'utilisation de paramètres de coupe constants et par la durée raisonnable d'une passe.

### A.2.5.2. Développements du modèle

#### *Particularité des champs 3D sur des pièces minces en axisymétrie :*

Il n'y a pas de déplacement dans la direction  $\vec{e}_t$  en axisymétrie.

Le déplacement en 3D axisymétrie est :

$$\vec{U}(P) = u_r(r, z)\vec{e}_r + u_z(r, z)\vec{e}_z. \quad (\text{A.2})$$

Les déformations 3D axisymétrie sont donc :

$$\varepsilon = \frac{1}{2}(\text{grad}\vec{U} + \text{grad}^T\vec{U}) = \begin{bmatrix} \varepsilon_{rr} & \varepsilon_{rt} & \varepsilon_{rz} \\ \varepsilon_{rt} & \varepsilon_{tt} & \varepsilon_{tz} \\ \varepsilon_{rz} & \varepsilon_{tz} & \varepsilon_{zz} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} u_{r,r} & 0 & \frac{1}{2}(u_{r,z} + u_{z,r}) \\ 0 & \frac{u_r}{r} & 0 \\ \frac{1}{2}(u_{r,z} + u_{z,r}) & 0 & u_{z,z} \end{bmatrix}. \quad (\text{A.3})$$

Les contraintes en 3D axisymétrie sont :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{rr} \\ \sigma_{tt} \\ \sigma_{rt} \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_{rr} \\ \varepsilon_{tt} \\ \varepsilon_{rt} \end{Bmatrix} \text{ et } \begin{Bmatrix} \sigma_{zt} \\ \sigma_{rz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} G & 0 \\ 0 & G \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} 2\varepsilon_{zt} \\ 2\varepsilon_{rz} \end{Bmatrix} \text{ où } G = \frac{E}{2(1+\nu)}. \quad (\text{A.4})$$

Avec  $\varepsilon_{rt} = \varepsilon_{rz} = 0$  (axisymétrie), les contraintes non nulles restantes sont donc :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{rr} \\ \sigma_{tt} \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} \varepsilon_{rr} \\ \varepsilon_{tt} \end{Bmatrix} \text{ et } \sigma_{rz} = 2G\varepsilon_{rz}. \quad (\text{A.5})$$

#### *Déplacement généralisé :*

Soit P un point sur un segment droit (cf. Figure A.28) :  $\overline{MP} = z\vec{e}_z$  avec  $z \in \left[-\frac{e}{2}, \frac{e}{2}\right]$ .

Le mouvement du point P dans le cadre des petites rotations ( $\theta \ll 1$ ) est :

$$\vec{U}(P) = \vec{U}(r, z) = \vec{U}(r, z = 0) + \theta(r)\vec{e}_t \wedge \overline{MP} = [u(r) + z\theta(r)]\vec{e}_r + w(r)\vec{e}_z. \quad (\text{A.6})$$

#### *Déformation généralisée :*

Eq. A.6 dans Eq. A.3 donne :

$$\varepsilon(r, z) = \begin{bmatrix} u_{r,r} + z\theta_{,r} & 0 & \frac{1}{2}(w_{,r} + \theta) \\ 0 & \frac{1}{r}(u + z\theta) & 0 \\ \frac{1}{2}(w_{,r} + \theta) & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (\text{A.7})$$

Les déformations généralisées de type plaque que sont :  $e_r = u_{,r}$  et  $e_r = \frac{1}{r}u$  (déformation de membrane),  $\chi_r = \theta_{,r}$  et  $\chi_t = \frac{z}{r}\theta$  (courbures), et  $\gamma_{rz} = w_{,r} + \theta$  (déformation de cisaillement transverse) permettent de simplifier les notations :

$$\begin{cases} \varepsilon_{rr} = e_r + z\chi_r \\ \varepsilon_{tt} = e_t + z\chi_t \\ 2\varepsilon_{rz} = \gamma_{rz} \end{cases} \quad (\text{A.8})$$

#### *Contraintes généralisées - Puissance virtuelle des efforts intérieurs :*

En notant  $\Omega$  le domaine occupé par le disque, la puissance virtuelle des efforts intérieurs s'écrit (en prenant pour champ de vitesses virtuelles un champ de la forme du champ de déplacement de type plaque) :

$$P_i^* = - \int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma} : \boldsymbol{\varepsilon}^* d\Omega = -2\pi \int_a^b \left( \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{rr} (u_{,r}^* + z \theta_{,r}^*) + \frac{\sigma_{tt}}{r} (u^* + z \theta^*) + \sigma_{rz} (w_{,r}^* + \theta^*) dz \right) r dr.$$

En introduisant la définition suivante des contraintes généralisées

$$\langle N_r, N_t, N_z \rangle = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \langle \sigma_{rr}, \sigma_{tt}, \sigma_{rz} \rangle dz, \quad \langle M_r, M_t \rangle = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z \langle \sigma_{rr}, \sigma_{tt} \rangle dz \quad (\text{A.9})$$

L'expression de la puissance virtuelle des efforts intérieurs devient :

$$\frac{1}{2\pi} P_i^* = - \int_a^b r N_r u_{,r}^* + N_t u^* + r M_r \theta_{,r}^* + M_t \theta^* + r Q_z (w_{,r}^* + \theta^*) dr. \quad (\text{A.10})$$

Où seules des quantités de type plaque subsistent.

#### **Efforts généralisés - Puissance virtuelle des efforts extérieurs :**

Sous sa forme générale, la puissance virtuelle des efforts extérieurs s'écrit :

$$P_e^* = \int_{\Omega} \vec{f}_d \cdot \vec{U}^* d\Omega + \int_{\partial\Omega} \vec{F}_d \cdot \vec{U}^* dS.$$

Pour un problème axisymétrique (chargement axisymétrique), les forces de volume sont de la forme  $\vec{f}_d = f_r \vec{e}_r + f_z \vec{e}_z$  et les efforts surfaciques  $\vec{F}_d = F_r \vec{e}_r + F_z \vec{e}_z$ . La puissance virtuelle des efforts extérieurs s'écrit alors (en décomposant en 4 surfaces le contour de la frontière du disque) :

$$\begin{aligned} \frac{1}{2\pi} P_e^* &= \int_a^b \left( \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} f_r (u^* + z \theta^*) + f_z w^* dz \right) r dr \\ &+ \int_a^b \left( F_r^+ (u^* + \frac{h}{2} \theta^*) + F_z^+ w^* \right) r dr + \int_a^b \left( F_r^- (u^* - \frac{h}{2} \theta^*) + F_z^- w^* \right) r dr \\ &+ a \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} F_r(a) (u^* + z \theta^*) + F_z(a) w^* dz + b \int_{\frac{h}{2}}^{-\frac{h}{2}} F_r(b) (u^* + z \theta^*) + F_z(b) w^* dz \end{aligned}$$

En introduisant la définition suivant des efforts généralisés :

- En  $r = a$  :  $R_{ra} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} F_r(a) dz$ ,  $R_{za} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} F_z(a) dz$ ,  $M_{ra} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z F_r(a) dz$
- En  $r = b$  :  $R_{rb} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} F_r(b) dz$ ,  $R_{zb} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} F_z(b) dz$ ,  $M_{rb} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z F_r(b) dz$
- Sur  $\Sigma$  :  $p_r = F_r^+ + F_r^- + \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} f_r dz$ ,  $p_z = F_z^+ + F_z^- + \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} f_z dz$ ,

Où  $p_z$ ,  $p_r$  et  $m_r$   $m_r = \frac{h}{2} (F_r^+ - F_r^-) + \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z f_r dz$  sont des chargements surfaciques.

La puissance virtuelle des efforts extérieurs s'écrit :

$$\frac{1}{2\pi} P_e^* = \left[ \alpha [R_{r\alpha} u^*(\alpha) + R_{z\alpha} w^*(\alpha) + M_{r\alpha} \theta^*(\alpha)] \right]_{(\alpha \in \{a,b\})} + \int_a^b (p_r u^* + p_z w^* + m_r \theta^*) r dr$$

Où seules des quantités de type plaque subsistent.

Il est important de noter que  $M_{ra}$  et  $M_{rb}$  sont des moments linéiques autour de  $\vec{e}_t$  et non  $\vec{e}_r$ .

**Comportement généralisé de type plaque sans contraintes résiduelles :**

Les équations Eq. A.5 et Eq. A.8 permettent de relier les contraintes 3D aux déformations généralisées de type plaque :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{rr} \\ \sigma_{tt} \end{Bmatrix} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu \\ \nu & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{Bmatrix} u_{,r} + z \theta_{,r} \\ \frac{1}{r}(u + z \theta) \end{Bmatrix} \quad \text{et } \sigma_{rh} = G(w_{,r} + \theta). \quad (\text{A.11})$$

La définition des contraintes généralisées (Eq. A.9) permet alors que déduire les contraintes généralisées à partir des déformations généralisées (relation de comportement généralisé) :

$$\begin{cases} N_r = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{rr} dz = C (u_{,r} + \frac{\nu}{r} u) = C(e_r + \nu e_t) \\ N_t = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{tt} dz = C (\nu u_{,r} + \frac{1}{r} u) = C(\nu e_r + e_t) \\ M_r = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z \sigma_{rr} dz = D (\theta_{,r} + \frac{\nu}{r} \theta) = D(\chi_r + \nu \chi_t) \\ M_t = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z \sigma_{tt} dz = D (\nu \theta_{,r} + \frac{1}{r} \theta) = D(\nu \chi_r + \chi_t) \\ Q_z = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{rz} dz = h G (w_{,r} + \theta) = h G \gamma_{rz} \end{cases} \quad (\text{A.12})$$

$$\text{Où } C = \frac{hE}{1-\nu^2} \text{ et } D = \frac{h^3 E}{12(1-\nu^2)}$$

**Comportement généralisé de type plaque avec contraintes résiduelles :**

Dans la définition des contraintes généralisées en Eq. A.9, il faut dissocier ce qui provient des contraintes résiduelles d'usinage  $\sigma_{rr}^u$  et  $\sigma_{tt}^u$  de ce qui provient de la déformation élastique.

$$\begin{cases} N_r = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{rr}^u + \sigma_{rr}^e dz = N_r^u + C (u_{,r} + \frac{\nu}{r} u) = N_r^u + C(e_r + \nu e_t) \\ N_t = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{tt}^u + \sigma_{tt}^e dz = N_t^u + C (\nu u_{,r} + \frac{1}{r} u) = N_t^u + C(\nu e_r + e_t) \\ M_r = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z (\sigma_{rr}^u + \sigma_{rr}^e) dz = M_r^u + D (\theta_{,r} + \frac{\nu}{r} \theta) = M_r^u + D(\chi_r + \nu \chi_t) \\ M_t = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} z (\sigma_{tt}^u + \sigma_{tt}^e) dz = M_t^u + D (\nu \theta_{,r} + \frac{1}{r} \theta) = M_t^u + D(\nu \chi_r + \chi_t) \\ Q_z = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_{rz} dz = h G (w_{,r} + \theta) = h G \gamma_{rz} \end{cases} \quad (\text{A.13})$$

**Principe des Puissances Virtuelles (PPV) - Equations d'équilibre et conditions aux limites :**

Le PPV en statique s'écrit :

$$\forall \dot{u}^*, \dot{\theta}^*, \dot{w}^* \quad \dot{P}_i^* + \dot{P}_e^* = 0.$$

Par intégration par partie dans l'équation Eq. A.10:

$$\frac{\dot{P}_i^*}{2\pi} = - \left[ r N_r \dot{u}^* + r M_r \dot{\theta}^* + r Q_z \dot{w}^* \right]_a^b + \int_a^b [(r N_r)_{,r} - N_t] \dot{u}^* + [(r M_r)_{,r} - M_t - r Q_z] \dot{\theta}^* + (r Q_z)_{,r} \dot{w}^* dr.$$

Du PPV, il est alors possible de déduire :

- Les équations d'équilibre à vérifier le long de la surface de référence  $\Sigma$  :

$$\forall r \in [a, b] : \begin{cases} (r N_r)_{,r} - N_t + r p_r = 0 \\ (r M_r)_{,r} - M_t - r Q_z + r m_r = 0 \\ (r Q_z)_{,r} + r p_z = 0 \end{cases} \quad (\text{A.14})$$

La première équation est une équation d'équilibre en membrane (dans le plan de la plaque). Elle est indépendante des deux suivantes qui, elles, sont liées par  $Q_z$  et traduisent respectivement des équilibres en flexion et en cisaillement.

Il est possible d'utiliser l'équilibre en cisaillement dans l'équilibre en flexion (après dérivation de ce dernier vis-à-vis de  $r$ ) pour ne plus avoir que des quantités en flexion :

$$(r M_r)_{,rr} - M_{t,r} - r p_z + (r m_r)_{,r} = 0 \quad (\text{A.15})$$

- Les relations sur les bords entre contraintes généralisées et efforts généralisés :

$$\text{CL en } \alpha \in \{a, b\} : \begin{cases} n_\alpha N_r(\alpha) = R_{r\alpha} \\ n_\alpha M_r(\alpha) = M_{r\alpha} \\ n_\alpha Q_z(\alpha) = R_{z\alpha} \end{cases} \quad \text{où } n_\alpha = \vec{n} \cdot \vec{e}_r = \begin{cases} -1 \text{ si } \alpha = a \\ 1 \text{ si } \alpha = b \end{cases} \quad (\text{A.16})$$

**PPV - Cas des plaques minces :**

L'hypothèse pour les plaques minces est que la contribution des déformations de cisaillement transverse à l'énergie de déformation et à la déformée de la plaque est négligeable. Ainsi,  $\gamma_{rz} = 0$  ou encore que  $\theta = -w_{,r}$ .

Ceci empêche de calculer les contraintes généralisées de cisaillement, dans notre cas  $Q_z$ , à partir de la relation de comportement en Eq. A.13, 5<sup>ème</sup> équation. Pour satisfaire les conditions aux limites faisant intervenir  $Q_z$ , la solution consiste à utiliser l'équilibre en flexion qui donne :

$$Q_z = \frac{1}{r} (r M_r)_{,r} - \frac{1}{r} M_t + m_r \quad (\text{A.17})$$

**Déformation du disque avec contraintes résiduelles :**

Pour cette section, seul le problème en flexion est considéré il fait intervenir une relation entre la mesure du déplacement  $w$  et les moments de flexion induits par l'usinage.

- Une fois que le flasque est retiré après l'usinage, le disque ne subit plus de chargements surfaciques :  $p_z = 0$  et  $m_r = 0$ .
- En  $r = b$ , le bord est libre donc l'effort de cisaillement et le moment autour de  $\vec{e}_t$  sont nuls.

$$\begin{cases} Q_z(b) = 0 \\ M_r(b) = 0 \end{cases}$$

- En  $r = a$ , le déplacement est égal au déplacement mesuré. D'autre part, en  $a$ , le disque est relié à une portion plus épaisse et la pente de la déformée n'est pas nulle. Par conséquent, un moment  $\bar{M}_{ra}$  est imposé en  $a$ .

$$\begin{cases} w(a) = w_{mes}(a) \\ M_r(a) = \bar{M}_{ra} \end{cases}$$

Compte tenu de ces données, l'équation d'équilibre Eq. A.17 devient :

$$(r M_r)_{,rr} - M_{t,r} = 0 \quad (\text{A.18})$$

Ce qui donne en tenant compte du comportement généralisé (cf. Eq. A.13) et en tenant compte du fait que  $M_r^u$  et  $M_t^u$  sont des constantes :

$$(r \theta_{,r} + \nu \theta)_{,rr} - (\nu \theta_{,r} + \frac{1}{r} \theta)_{,r} = r \theta_{,rrr} + 2 \theta_{,rr} - \frac{1}{r} \theta_{,r} + \frac{1}{r^2} \theta = 0 \quad (\text{A.19})$$

Ou encore :

$$r^3 \theta_{,rrr} + 2 r^2 \theta_{,rr} - r \theta_{,r} + \theta = 0 \quad (\text{A.20})$$

Les solutions de cette équation différentielle homogène sont de la forme :

$$\theta(r) = C_1 r + C_2 \frac{1}{r} + C_3 r \ln r. \quad (\text{A.21})$$

Enfin, l'hypothèse des plaques minces conduit à :

$$r^4 w_{,rrrr} + 2 r^3 w_{,rrr} - r^2 w_{,rr} + r w_{,r} = 0 \quad (\text{A.22})$$

Qui est une équation différentielle d'ordre 4 dont les solutions sont de la forme :

$$w(r) = C_1 \frac{r^2}{2} + C_2 \ln r + C_3 \left( \frac{r^2}{2} \ln r - \frac{r^2}{4} \right) + C_4 \quad (\text{A.23})$$

Qui nécessite 4 conditions aux limites pour être résolue.

Ces dernières s'écrivent :

$$\text{en } r = a : \begin{cases} -M_r(a) = \bar{M}_{ra} \text{ ou } \theta(a) = \bar{\theta}_a \\ w(a) = 0 \end{cases} \quad \text{en } r = b : \begin{cases} M_r(b) = 0 \\ Q_z(b) = 0 \end{cases} \quad (\text{A.24})$$

Ce qui donne en tenant compte du comportement (Eq. A.13 et A.17)

$$\text{En } r = a : \begin{cases} -M_r^u - D [\theta_{,r}(a) + \frac{\nu}{a} \theta(a)] = \bar{M}_{ra} \text{ ou } \theta(a) = \bar{\theta}_a \\ w(a) = 0 \end{cases} \quad (\text{A.25})$$

$$\text{En } r = b : \begin{cases} M_r^u + D [\theta_{,r}(b) + \frac{\nu}{b} \theta(b)] = 0 \\ \frac{1}{b} [M_r(b) + b M_{r,r}(b)] - \frac{1}{b} M_t(b) = 0 \end{cases} \quad (\text{A.26})$$

En travaillant la seconde condition aux limites en  $b$  (effort tranchant  $Q_z$ ), Eq. A.26 devient :

$$M_r^u + D [(1 + \nu) \theta_{,r}(b) + b \theta_{,rr}(b)] - M_t^u - D \left[ \nu \theta_{,r}(b) + \frac{1}{b} \theta(b) \right] = 0 \quad (\text{A.27})$$

Soit

$$b^2 \theta_{,rr}(b) + b \theta_{,r}(b) - \nu \theta(b) = \frac{b}{D} (M_t^u - M_r^u) \quad (\text{A.28})$$

Au final, en tenant compte de l'hypothèse de plaque mince, les conditions aux limites s'écrivent :

$$\text{en } r = a : \begin{cases} a w_{,rr}(a) + \nu w_{,r}(a) = a \frac{1}{D} [\bar{M}_{ra} + M_r^u] \text{ ou } w_{,r}(a) = -\bar{\theta}_a \\ w(a) = 0 \end{cases} \quad (\text{A.29})$$

$$\text{en } r = b : \begin{cases} b w_{,rr}(b) + \nu w_{,r}(b) = b \frac{1}{D} M_r^u \\ b^2 w_{,rrr}(b) + b w_{,rr}(b) - \nu w_{,r}(b) = \frac{b}{D} (M_r^u - M_t^u) \end{cases} \quad (\text{A.30})$$

Les équations Eq. A.29 et A.30 permettent de calculer les moments de flexion induits par usinage  $M_r^u$  et  $M_t^u$  à partir de la déformée mesurée  $w_m(r)$ .

La démarche consiste à trouver la valeur des coefficients  $C_1$ ,  $C_2$ ,  $C_3$  et  $C_4$  (cf. Eq. A.23) qui minimisent l'écart entre  $w(r)$  et  $w_m(r)$  et qui vérifient au mieux la condition aux limites en déplacement en  $a$  :  $w(a) = w_{mes}(a)$ . Les autres conditions aux limites des équations Eq. A.29 et A.30 permettent alors de calculer  $M_r^u$  et  $M_t^u$ .



### A.3. Annexes du chapitre 4

#### A.3.1. Validité du modèle d'effort de coupe avec usure en dehors du domaine d'identification

En complément des essais d'usure préliminaires effectués au chapitre 2 avec une profondeur de passe  $a_p = 0.5$  mm, deux essais à  $a_p = 1$  mm et  $V_c = 52.5$  m/min sont réalisés. Le premier essai est effectué avec une avance  $f = 0.143$  mm/tr afin de conserver la même valeur de  $h_{\max} = 0.093$  mm que l'essai à  $f = 0.2$  mm/tr et  $a_p = 0.5$  mm. Le deuxième essai est effectué avec une avance de  $0.2$  mm/tr ce qui correspond à  $h_{\max} = 0.13$  mm. Sur la Figure A.29, l'augmentation de l'effort de pénétration en fonction du volume de matière coupée cumulée suit la même pente pendant la période de rodage et d'usure contrôlée quel que soit l'engagement de l'outil.

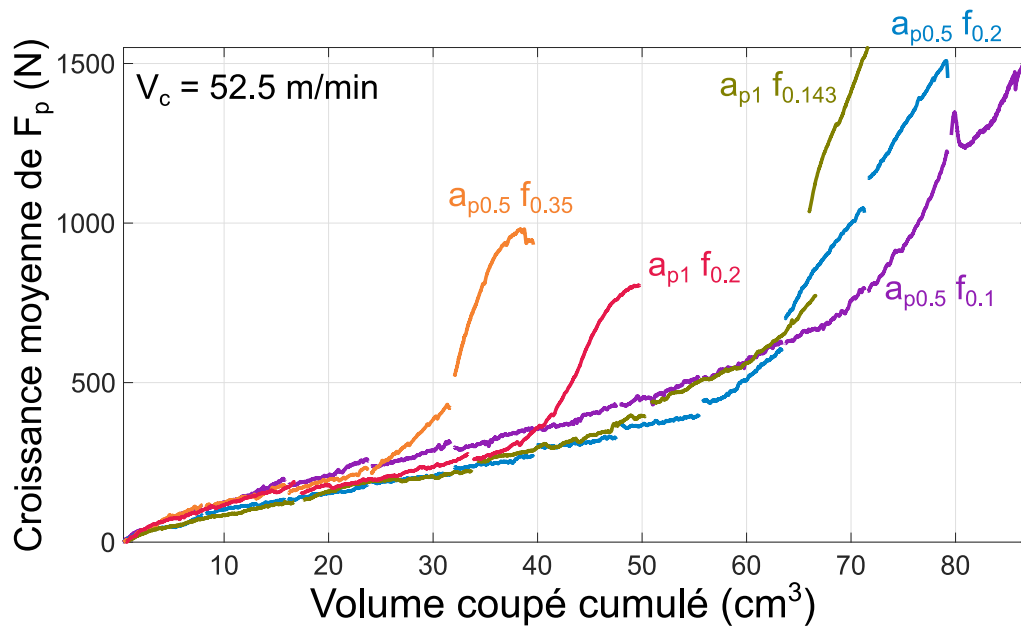


Figure A.29. Croissance moyenne de l'effort de pénétration en fonction du volume de matière coupée pendant la durée de vie de l'outil pour 5 couples d'avance et de profondeur de passe.

Le modèle d'effort de coupe, considérant l'usure de l'outil, identifié dans l'article IJAMT au §4.3, est utilisé pour simuler ces deux essais à  $a_p = 1$  mm. Les résultats de simulation sont rassemblés sur la Figure A.30. Les efforts de coupe à l'origine, lorsque l'outil est neuf, présentent une erreur inférieure à 15% qui pourrait être réduite en ré-identifiant le modèle sans usure avec ces essais complémentaires. La pente d'évolution des efforts de pénétration est correctement simulée pendant la période de rodage et d'usure contrôlée (erreur relative moyenne de 4%). Le modèle identifié avec des essais à  $a_p = 0.5$  mm est donc capable de simuler des essais réalisés à  $a_p = 1$  mm. Il est à noter que les deux essais complémentaires sont dans la gamme de  $h_{\max}$  utilisée pour identifier le modèle (0.05 à 0.16 mm).

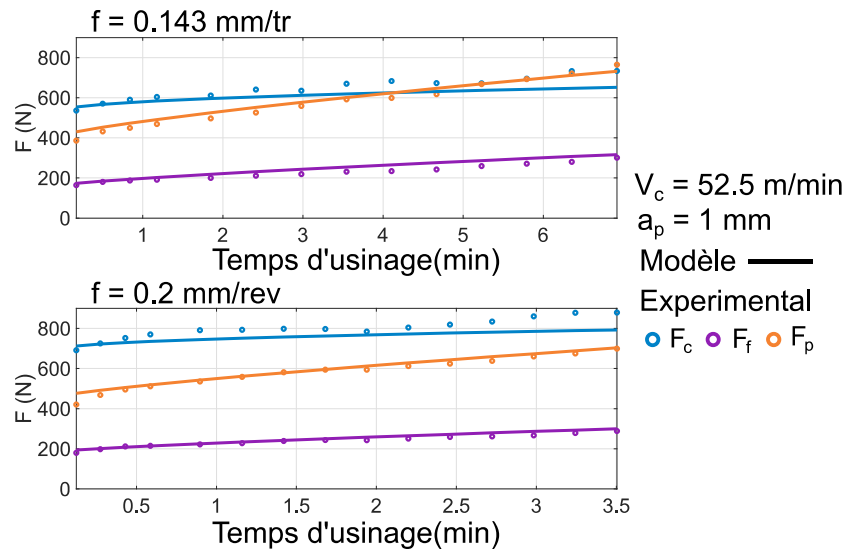


Figure A.30. Résultats de simulation des deux essais d'usure complémentaires réalisés à  $a_p = 1$  mm. Le modèle utilisé a été identifié avec des essais d'usure réalisés à  $a_p = 0.5$  mm.

### A.3.2. Influence de la vitesse de coupe sur l'évolution des efforts de coupe

Enfin, la croissance de l'effort de pénétration pour 3 vitesses de coupe différentes et un engagement constant est représentée sur la Figure A.31. Pour rappel, la courbe d'évolution de l'essai à  $V_c = 35$  m/min est perturbée en raison de la stabilité de l'arête rapportée comme évoqué au chapitre 2. La pente de croissance de  $F_p$  dans la zone d'usure contrôlée est plus marquée pour les fortes vitesses de coupe. Ainsi, un modèle d'effort applicable à plusieurs vitesses de coupe devrait prendre en compte  $V_c$  dans sa formulation.

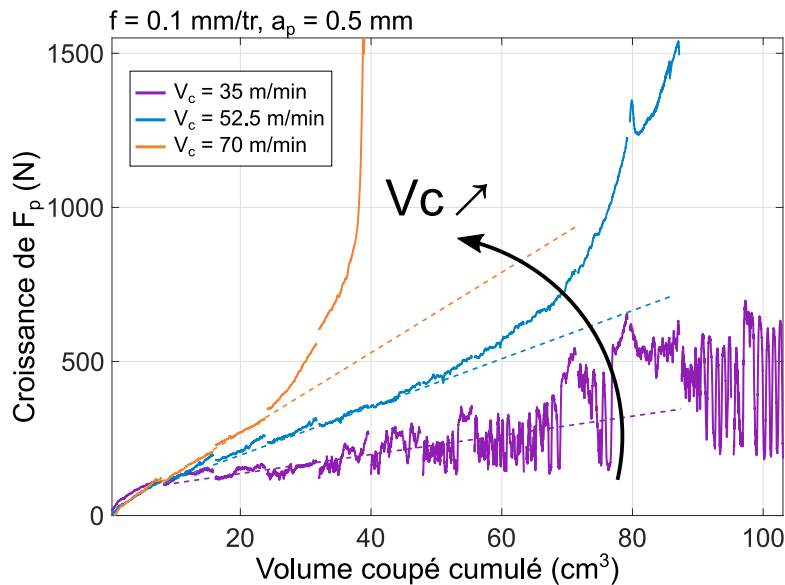


Figure A.31. Croissance de l'effort de pénétration en fonction du volume de matière coupée cumulé. Influence de la vitesse de coupe sur la pente dans la zone d'usure contrôlée (traits en pointillés).





## **Bastien TOUBHANS**

# **Caractérisation et modélisation des distorsions en tournage de pièces minces en Inconel 718**

### **Résumé**

Dans le cas de l'usinage d'une pièce mince, des distorsions peuvent apparaître pendant les étapes de finition sous l'effet de plusieurs phénomènes. Aujourd'hui, ces phénomènes ne sont pas pris en compte pendant le calcul de la trajectoire de l'outil. Ainsi, le processus de fabrication de certaines pièces aéronautiques, à forte valeur ajoutée, nécessite une approche itérative coûteuse. Ces travaux sont réalisés dans le cadre d'un projet visant à améliorer les approches de simulation du procédé d'usinage afin de prendre en compte ces phénomènes dans la détermination des trajectoires d'usinage.

Le cas d'étude est le tournage de finition sur des pièces minces en Inconel 718, avec un outil de contournage en carbure revêtu. Une caractérisation et une modélisation de l'intégrité de surface, ainsi que de l'évolution des efforts de coupe, en fonction de l'usure de l'outil est développée. Une méthodologie expérimentale permet de démontrer l'influence non négligeable des contraintes résiduelles introduites pendant l'usinage sur les distorsions. Enfin, des stratégies de modélisation et de compensation du défaut lié à la déformation élastique de la pièce pendant l'usinage, sous l'effet des efforts de coupe, sont développées.

**Mots clés:** Tournage, Inconel 718, modèle d'efforts de coupe, usure de l'outil, distorsions, contraintes résiduelles.

### **Abstract**

When machining a thin workpiece, distortions may arise, during finishing operations, due to various phenomena. These phenomena are not yet considered to determine tool trajectories. Therefore, an expensive iterative approach is used to manufacture certain high-added value aeronautic parts. This research work is part of a project aiming at improving the machining process simulation by taking these phenomena into account.

The case study is the finish turning of thin Inconel 718 workpieces using a coated carbide profiling tool. The surface integrity and cutting forces evolution are characterized and modelled during tool life. Cutting forces are modeled considering tool wear effect. Then, an experimental methodology allows demonstrating the significant effect of machining-induced residual stresses on distortion. Finally, modelling and compensating strategies are developed to deal with the undercut related to workpiece elastic deformation under cutting forces.

**Keywords:** Turning, Inconel 718, cutting force model, tool wear, distortions, residual stresses.