



**HAL**  
open science

# Analyse multi-échelle du chargement thermomécanique induit au cours du perçage du Ti-6Al-4V

Camille Bonnet

► **To cite this version:**

Camille Bonnet. Analyse multi-échelle du chargement thermomécanique induit au cours du perçage du Ti-6Al-4V. Matériaux. Ecole des Mines d'Albi-Carmaux, 2021. Français. NNT : 2021EMAC0021 . tel-03728045

**HAL Id: tel-03728045**

**<https://theses.hal.science/tel-03728045v1>**

Submitted on 20 Jul 2022

**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.

Université Fédérale



Toulouse Midi-Pyrénées

# THÈSE

en vue de l'obtention du

## DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

délivré par

IMT – École Nationale Supérieure des Mines d'Albi-Carmaux

---

présentée et soutenue par

Camille BONNET

le 9 décembre 2021

## Analyse multi-échelle du chargement thermomécanique induit au cours du perçage du Ti-6Al-4V

---

**École doctorale et discipline ou spécialité :**

MEGEP : Génie mécanique, mécanique des matériaux

**Unité de recherche :**

Institut Clément Ader, UMR CNRS 5312, IMT Mines Albi

**Directeur(s) de thèse :**

Yann LANDON, Professeur, Université Paul Sabatier Toulouse (*Directeur*)

Thomas POTTIER, Maître Assistant, IMT Mines Albi (*Co-Directeur*)

**Autres membres du jury :**

Mehdi CHERIF, Professeur, ENSAM Bordeaux (*Président*)

Xavier BALANDRAUD, Professeur, SIGMA Clermont (*Rapporteur*)

Guénaël GERMAIN, Professeur, ENSAM Angers (*Rapporteur*)

Madalina CALAMAZ, Maître de conférences, ENSAM Bordeaux (*Examinatrice*)

Vincent WAGNER, Maître de conférences (HDR), INP ENI de Tarbes (*Examineur*)



# Remerciements

Ce manuscrit est le fruit de trois années de travail et de recherche et a pu voir le jour grâce au soutien de nombreuses personnes. Je tiens à remercier chaleureusement chacune d'entre elles.

Pour commencer, j'adresse mes remerciements à Mehdi Cherif, professeur à l'ENSAM Bordeaux, qui m'a fait l'honneur de présider mon jury de thèse. Merci à Xavier Balandraud, professeur à SIGMA Clermont, et à Guénaël Germain, professeur à l'ENSAM Angers, d'avoir accepté de rapporter mes travaux de thèse et pour l'analyse exhaustive et précise qui en a découlé. Je souhaite également remercier Madalina Calamaz, maître de conférences à l'ENSAM Bordeaux et Vincent Wagner, maître de conférences à l'ENI de Tarbes d'avoir examiné mes travaux, et cela avec une grande attention. J'ai sincèrement apprécié les échanges enrichissants que nous avons eu tous ensemble lors de ma soutenance. Merci à tous pour l'intérêt réel que vous avez porté à mes travaux.

Je souhaite d'autre part remercier la Région Occitanie et l'IMT Mines Albi d'avoir financé ces travaux qui m'ont permis de passer trois fabuleuses années de thèse au sein du site d'Albi de l'Institut Clément Ader (ICA). J'en profite pour remercier ses directeurs successifs, Thierry Cutard puis Thierry Sentenac pour leur accueil.

Je remercie également, Paul Gaborit pour les corrections sur LaTeX.

J'ai eu la chance de réaliser ces travaux dans des conditions exceptionnelles tant scientifiquement que humainement.

J'éprouve une profonde reconnaissance envers mon directeur de thèse Yann Landon et mon co-directeur de thèse Thomas Pottier pour tout ce qu'ils m'ont appris, pour leur expertise, leur encadrement, leurs qualités humaines et l'ambiance conviviale dont j'ai pu bénéficier grâce à eux. Merci à toi Yann, pour ta bienveillance et tes précieux conseils. Ton regard avisé avait la remarquable conséquence de mettre en valeur le travail fourni et de me permettre de prendre du recul sur ce sujet qui m'a véritablement passionnée.

Merci à toi Thomas, pour ta franchise à toute épreuve, ta rigueur, nos nombreux échanges et réflexions sur un coin de table, ton implication et ta disponibilité. C'était un réel plaisir et une grande chance de travailler avec toi.

Merci à vous aussi pour les libertés que vous m'avez permise de prendre, dans l'exercice de ces travaux. J'ajouterais qu'il était réellement motivant de discuter ensemble lors de nos réunions et de nos journées d'essais à Toulouse. En définitif, j'ai sincèrement adoré travailler avec vous Thomas et Yann, c'était *grave cool*!

Un grand merci à l'ensemble du personnel permanent de l'Institut Clément Ader. Il serait très compliqué de tous vous citer... Néanmoins, je souhaite tout de même remercier en particulier Cathy, Christel et Esther pour leur efficacité et leur bienveillance. J'adresse également mes remerciements à Didier « maître mouchetis » que je venais régulièrement embêter, à Gilles pour avoir trouvé mon souci sur Abaqus, à Karine pour nos séances MEB que j'appréciais beaucoup, à Rémi pour ta bonne humeur et pour ton expertise en métrologie, à Vanessa pour ton aide en métallurgie et à Vincent.V pour ta patience face à mes questions régulières. Finalement, un grand merci à vous tous aussi que je n'ai pas cités, pour les divers échanges que nous avons pu avoir et pour le cadre convivial dans lequel j'ai pu évoluer.

Merci aussi au dernier album d'Iron Maiden qui m'a accompagnée lors de la rédaction du dernier chapitre !

Je n'oublie évidemment pas tous les doctorants, post-doctorants, ingénieurs et stagiaires avec qui j'ai partagé des moments inoubliables au laboratoire mais aussi en dehors au Save the Queen, au chien rouge, au lac, à la MEUH, au 1480, aux barbecues, au canoë...

Un grand merci à l'ensemble de mes collègues de bureau du 1M07 Charles, Emmanuel, Jennifer, Noémie, Phuong et Quentin pour les moments partagés ! J'adresse tout particulièrement mes remerciements à Jenny et Phuong et nos tant regrettées pauses café/papotages, à Manuuuuuuu et nos batailles d'avions en papier et à Charles et sa joie de vivre et ses blagues légèrement douteuses. Jenny, merci également pour le soutien apporté depuis le début mais aussi pendant le confinement avec les filles, je ne me lasserai jamais de nos discussions. Manuuuuuuuuuu, on a beaucoup rigolé, merci de m'avoir supportée dans le bureau !

Je remercie également tous mes autres collègues notamment Abdelmagid, Achraf, Anh Tuan, Alexis, Annise, Benjamin, Camille.W, Céline.G, Clément, Fatna, Florian, Hamdi, Jiwon, Laurie.D, Lilia, Lisa, Loïc, Margot, Maxime.E, Maxime.H, Morgane, Romain, Romeu, Sabrina, Sinan, Stella, Tarek, Valentin et William. Benjamin, un grand merci pour toutes les barres de rire – KiKong ! Hamdi, merci pour ta bonne humeur communicative. Laura, collègues par alliance : une superbe rencontre, merci pour nos incroyables délires. Lisa, ensemble du début jusqu'à la fin, merci pour ton soutien malgré les galères, jusqu'au bout ! Maxime.E, merci pour toutes les idioties qu'on a pu faire, on s'est vraiment bien amusés ! Morgaaaaaaane, amie et confidente, voisine au départ mais tellement davantage désormais, merci pour cette belle amitié titanesque ! Tarek, mes plus sincères remerciements pour nos discussions et nos franches rigolades partagées... et à venir !

Merci également à tous les nouveaux, que je n'ai pas eu la chance de côtoyer longtemps ; grâce à vous les décorations de mon bureau perdurent encore un peu (chaaats) ! Un remerciement spécial à Gauthier et Tristan pour cette fameuse bataille de châtaignes !

Je remercie par ailleurs, mes amis hors laboratoire qui m'ont soutenue au cours de ces années de thèse et/ou qui ont pu suivre ma soutenance à distance.

Un petit mot tout particulier à toi Laurie.L, toujours là pour moi, même loin l'une de l'autre.

Je tiens aussi à remercier Pascale, Charlotte et Max, ma tata et mes cousins d'adoption qui me soutiennent à distance.

Finalement, le plus grand des remerciements revient à ma famille.

J'en profite pour exprimer ma profonde reconnaissance envers mon papy et ma mamie, pour leur générosité et pour m'avoir accompagnée et conseillée depuis toujours.

J'adresse mes plus sincères remerciements aussi à mes frères : Maxime, qui m'épaule avec bienveillance dans chacun de mes choix et Guillaume, qui trouve en toute situation les mots pour me faire sourire. Notre confiance mutuelle et le soutien que vous m'avez apporté ont été une aide précieuse.

Mille mercis à mes parents que je ne remercierai jamais assez pour leur soutien sans faille et tout ce qu'ils ont constamment fait pour moi. C'est vous qui m'avez donné les moyens d'arriver jusque là et qui m'avez permise de faire les études que je souhaitais. J'ai une chance immense de vous avoir pour parents : je vous remercie pour tout.

Enfin, je terminerai par remercier de tout mon coeur celui qui partage ma vie, pour sa patience hors du commun ainsi que pour son amour. Pierre, je te remercie infiniment pour ton écoute, tes encouragements, le réconfort dans les moments de doutes mais aussi pour tous les bons moments passés ensemble depuis notre rencontre.

# Table des matières

<i>Remerciements</i> . . . . .	iii
<i>Table des matières</i> . . . . .	v
<hr/>	
<b>Introduction</b> . . . . .	1
<b>1 Usinage des matériaux métalliques : généralités, modélisation et acquisition de données expérimentales</b> . . . . .	5
1.1 Contexte . . . . .	6
1.2 Formation des copeaux métalliques . . . . .	7
1.3 Généralités sur l'alliage de titane Ti-6Al-4V . . . . .	10
1.3.1 Structure et composition chimique du Ti-6Al-4V . . . . .	10
1.3.2 Microstructures et propriétés du Ti-6Al-4V . . . . .	11
1.3.3 Usinabilité du Ti-6Al-4V . . . . .	12
1.4 Procédé de perçage . . . . .	13
1.4.1 Paramètres de coupe et géométrie d'outils . . . . .	13
1.4.2 Définitions des plans d'étude sur un foret selon la norme NF E-66 502 . . . . .	17
1.4.3 Géométrie des copeaux . . . . .	19
1.4.4 Influence des conditions d'usinage . . . . .	20
1.5 Stratégies de modélisation rencontrées en perçage . . . . .	23
1.5.1 Enlèvement de matière avec génération du copeau . . . . .	24
1.5.2 Application directe d'un chargement . . . . .	25
1.5.3 Application d'un chargement identifié via un modèle découplé . . . . .	28
1.6 Mesures et instrumentation en usinage . . . . .	29
1.6.1 Mesures globales et analyses macroscopiques . . . . .	30
1.6.2 Mesures de champs cinématiques . . . . .	33
1.6.3 Mesures de champs thermiques . . . . .	37
1.6.4 Mesures de champs simultanées . . . . .	40
1.7 Synthèse de l'étude bibliographique . . . . .	42
<b>2 Stratégie expérimentale, essais et instrumentations</b> . . . . .	43
2.1 Couple outil/matière de l'étude . . . . .	44
2.1.1 Outil . . . . .	44
2.1.2 Matière . . . . .	45
2.2 Démarche scientifique . . . . .	46
2.2.1 Approche multi-échelle . . . . .	46
2.2.2 Échelle locale . . . . .	49
2.2.3 Proposition d'une échelle intermédiaire . . . . .	50
2.2.4 Problématiques à l'échelle intermédiaire . . . . .	50
2.2.5 Validation à l'échelle macroscopique et de l'ensemble du modèle multi-échelle . . . . .	53
2.2.6 Synthèse . . . . .	54
2.3 Échelle locale : coupe orthogonale & oblique du Ti-6Al-4V . . . . .	56
2.3.1 Dispositif expérimental DEXTER . . . . .	56
2.3.2 Éprouvette . . . . .	59

2.3.3	Dispositif d'imagerie multi-spectrale VISIR . . . . .	60
2.3.4	Éclairage & DIC . . . . .	61
2.3.5	Instrumentation de caméras . . . . .	64
2.4	Échelles intermédiaire & macroscopique : essais de perçage du Ti-6Al-4V . . . . .	67
2.4.1	Échantillons . . . . .	67
2.4.2	Dispositif expérimental . . . . .	68
2.4.3	Instrumentation de caméras . . . . .	70
2.5	Calibrations et investigations préliminaires . . . . .	73
2.5.1	Calibrations métriques . . . . .	73
2.5.2	Distorsions . . . . .	74
2.5.3	Non Uniformity Correction (NUC) . . . . .	75
2.5.4	Dérive temporelle . . . . .	76
2.5.5	Calibrations thermiques au corps noir . . . . .	77
2.5.6	Size of source effect (SSE) . . . . .	79
2.6	Conclusion du chapitre 2 . . . . .	81
<b>3</b>	<b>Modélisation numérique multi-échelle du procédé de perçage du Ti-6Al-4V</b> . . . . .	<b>83</b>
3.1	Modélisation numérique en usinage : état de l'art . . . . .	84
3.1.1	FEM Lagrangienne . . . . .	84
3.1.2	FEM Eulérienne . . . . .	86
3.1.3	FEM ALE . . . . .	87
3.1.4	FEM CEL . . . . .	88
3.1.5	Modélisation SPH . . . . .	90
3.2	Lois implémentées au sein de la modélisation numérique . . . . .	92
3.2.1	Comportement . . . . .	92
3.2.1.1	État de l'art . . . . .	92
3.2.1.2	Démarche adoptée . . . . .	95
3.2.1.3	Modèle de comportement sélectionné . . . . .	96
3.2.2	Endommagement . . . . .	98
3.2.2.1	État de l'art . . . . .	98
3.2.2.2	Démarche adoptée . . . . .	99
3.2.2.3	Implémentation . . . . .	101
3.2.3	Aspects tribologiques . . . . .	103
3.3	Aspect thermique au sein des modèles éléments finis . . . . .	104
3.3.1	Sources de chaleur et implémentation . . . . .	104
3.3.2	Considérations sur les ordres de grandeur . . . . .	105
3.3.3	Coefficient de Taylor-Quinney dans la littérature . . . . .	106
3.3.4	Influence du coefficient de Taylor-Quinney sur la morphologie des copeaux en coupe orthogonale . . . . .	109
3.3.5	Évolution du coefficient de Taylor-Quinney . . . . .	111
3.3.6	Hypothèse sur le comportement dissipatif du Ti-6Al-4V en coupe . . . . .	112
3.4	Modélisation multi-échelle du procédé de perçage du Ti-6Al-4V . . . . .	113
3.4.1	Modélisation thermomécanique par éléments finis : 1 <sup>er</sup> contact de l'outil avec la matière . . . . .	113
3.4.1.1	Propriétés physiques des matériaux impliqués . . . . .	113
3.4.1.2	Géométrie, maillage et conditions aux limites . . . . .	113
3.4.1.3	Morphologie des copeaux générés . . . . .	121
3.4.2	Modélisation thermique par différences finies : après n tours de foret . . . . .	123
3.4.2.1	Géométrie, maillage . . . . .	123
3.4.2.2	Équation de diffusion de la chaleur et paramètres physiques . . . . .	124

3.4.2.3	Source de chaleur mobile : couplage avec la modélisation thermoméca-	
	nique éléments finis . . . . .	125
3.4.2.4	Conditions aux limites . . . . .	128
3.5	Conclusion du chapitre 3 . . . . .	131
<b>4</b>	<b>Résultats &amp; Discussions : confrontations essais-calculs, investigations</b>	
	<b>expérimentales et validations</b> . . . . .	<b>133</b>
4.1	Échelle locale : coupe orthogonale & oblique . . . . .	134
4.1.1	Effet de l'angle oblique horizontal . . . . .	134
4.1.1.1	Grandeurs mécaniques . . . . .	134
4.1.1.2	Grandeurs thermiques . . . . .	137
4.1.2	Confrontation essais-calculs . . . . .	139
4.1.2.1	Déformations équivalentes de Hencky . . . . .	140
4.1.2.2	Température . . . . .	141
4.1.2.3	Puissance calorifique volumique . . . . .	141
4.1.3	Synthèse . . . . .	145
4.2	Échelle intermédiaire : perçage de tubes/pion . . . . .	146
4.2.1	Confrontation essais-calculs : 1 <sup>er</sup> tour . . . . .	146
4.2.1.1	Déformations équivalentes . . . . .	146
4.2.1.2	Température . . . . .	148
4.2.1.3	Flux de chaleur & énergie déposée . . . . .	149
4.2.2	Confrontation essais-calculs : après $n$ tours . . . . .	152
4.2.2.1	Évaluation de l'accumulation de chaleur . . . . .	152
4.2.2.2	Prédictions numériques . . . . .	156
4.2.3	Synthèse . . . . .	159
4.3	Validation des changements d'échelle . . . . .	160
4.3.1	Passage entre les échelles locale et intermédiaire : coupe orthogonale &	
	oblique - perçage de tubes/pion . . . . .	160
4.3.1.1	Efforts . . . . .	160
4.3.1.2	Morphologie de copeaux . . . . .	161
4.3.1.3	Flux de chaleur . . . . .	164
4.3.2	Passage entre les échelles intermédiaire et macroscopique : reconstruction de	
	l'arête du foret . . . . .	165
4.3.2.1	Efforts et Couples . . . . .	165
4.3.2.2	Morphologie de copeaux . . . . .	166
4.3.2.3	Flux de chaleur . . . . .	166
4.3.3	Synthèse . . . . .	170
4.4	Échelle macroscopique : perçage pleine matière . . . . .	171
4.4.1	Confrontation essais-calculs : température après $n$ tours . . . . .	171
4.4.2	Investigations expérimentales : source de chaleur . . . . .	173
4.4.3	Prédictions numériques - Apport du modèle . . . . .	178
4.4.3.1	Contraintes induites sous l'outil . . . . .	178
4.4.3.2	Estimation de l'évacuation de la chaleur en fonction des conditions de	
	coupe . . . . .	179
4.4.4	Synthèse des travaux à l'échelle macroscopique . . . . .	181
4.5	Conclusion du chapitre 4 . . . . .	182
	<b>Conclusions et Perspectives</b> . . . . .	<b>185</b>
	Rappels des objectifs . . . . .	185
	Synthèse des travaux effectués et conclusions . . . . .	185
	Perspectives . . . . .	187

<b>Annexe A</b> .....	189
<b>Annexe B</b> .....	195
Expression du terme de diffusion .....	195
Problématique .....	195
Repère non-orthogonal .....	195
Évaluation du Gradient .....	196
Évaluation du Laplacien .....	197
Adaptation au cas particulier d'un maillage non uniforme .....	197
<b>Annexe C</b> .....	199
<hr style="width: 20%; margin: 10px auto;"/>	
<i>Table des figures</i> .....	201
<i>Liste des tableaux</i> .....	211
<i>Bibliographie</i> .....	213

# Introduction

La dynamique depuis de nombreuses années des secteurs de l'aéronautique et du spatial aspire à alléger de façon importante les structures. Il n'est donc pas étonnant de retrouver régulièrement, au cœur de leurs constructions, les alliages de titane, alliant performances et faible densité. L'assemblage de ces structures nécessite alors des opérations de perçage des logements de fixation. Ce procédé présente encore de nos jours de multiples problématiques, d'autant plus pour le perçage des alliages de titane comme le Ti-6Al-4V, réputé difficile à usiner. Ces problématiques, liées au chargement thermomécanique intense induit par le passage de l'outil, sont les suivantes :

- Usure rapide des outils : le caractère réfractaire du Ti-6Al-4V engendre un chargement thermomécanique important de l'outil et limite fortement sa durée de vie.
- Maîtrise de la qualité : le trou percé doit répondre à des exigences géométriques et d'état de surface. Celles-ci sont souvent mal maîtrisées (diamètre, cylindricité, rugosité, bavures), notamment du fait de l'usure rapide des outils évoquée précédemment.
- Maîtrise de l'intégrité matière : l'opération génère des modifications microstructurales du matériau et un champ de contraintes résiduelles en surface et en sous-surface du trou, susceptibles de considérablement affecter les propriétés de la pièce percée et de l'assemblage, particulièrement en termes de tenue en fatigue. L'usure des outils joue potentiellement également un rôle important sur cet aspect.
- Évacuation des copeaux : le perçage étant une opération confinée, des problèmes d'évacuation des copeaux sont régulièrement rencontrés. Un écoulement mal géré des copeaux conduit le plus souvent à accélérer et intensifier les trois premières problématiques.

Ces problématiques ont des répercussions directes, d'un point de vue économique (coût du millimètre percé important, notamment du fait du coût des outils coupants lié à la durée de vie limitée), mais aussi d'un point de vue productivité (cadences limitées du fait de la nécessité de désassembler les structures après perçage pour ébavurage et nettoyage, empêchant le One-Way Assembly : assemblage en une seule phase).

Certaines solutions palliatives existent évidemment pour les applications industrielles. Les fabricants d'outils cherchent à optimiser la géométrie et surtout le revêtement de leurs forets, afin de limiter l'usure. La lubrification est systématiquement employée, engendrant un surcoût économique (lubrifiant, système de lubrification, retraitement des copeaux et des huiles) et environnemental. Le développement du perçage assisté par vibrations a par ailleurs permis de fiabiliser l'opération grâce à la fragmentation assurée des copeaux facilitant leur évacuation.

Ces solutions sont cependant développées et/ou adaptées au cas par cas, de façon relativement empirique, en l'absence d'une connaissance fine des phénomènes complexes mis en jeu et de leurs impacts. En effet, il n'existe pas, à ce jour, de modélisation numérique fiable du procédé de perçage à même de traduire fidèlement les phénomènes complexes mis en jeu. L'aspect multi-échelle du procédé (outil centimétrique - copeau millimétrique - phénomènes micrométriques), ainsi que le passage répété de l'outil sur la surface générée, constituent des verrous majeurs pour la modélisation du procédé.

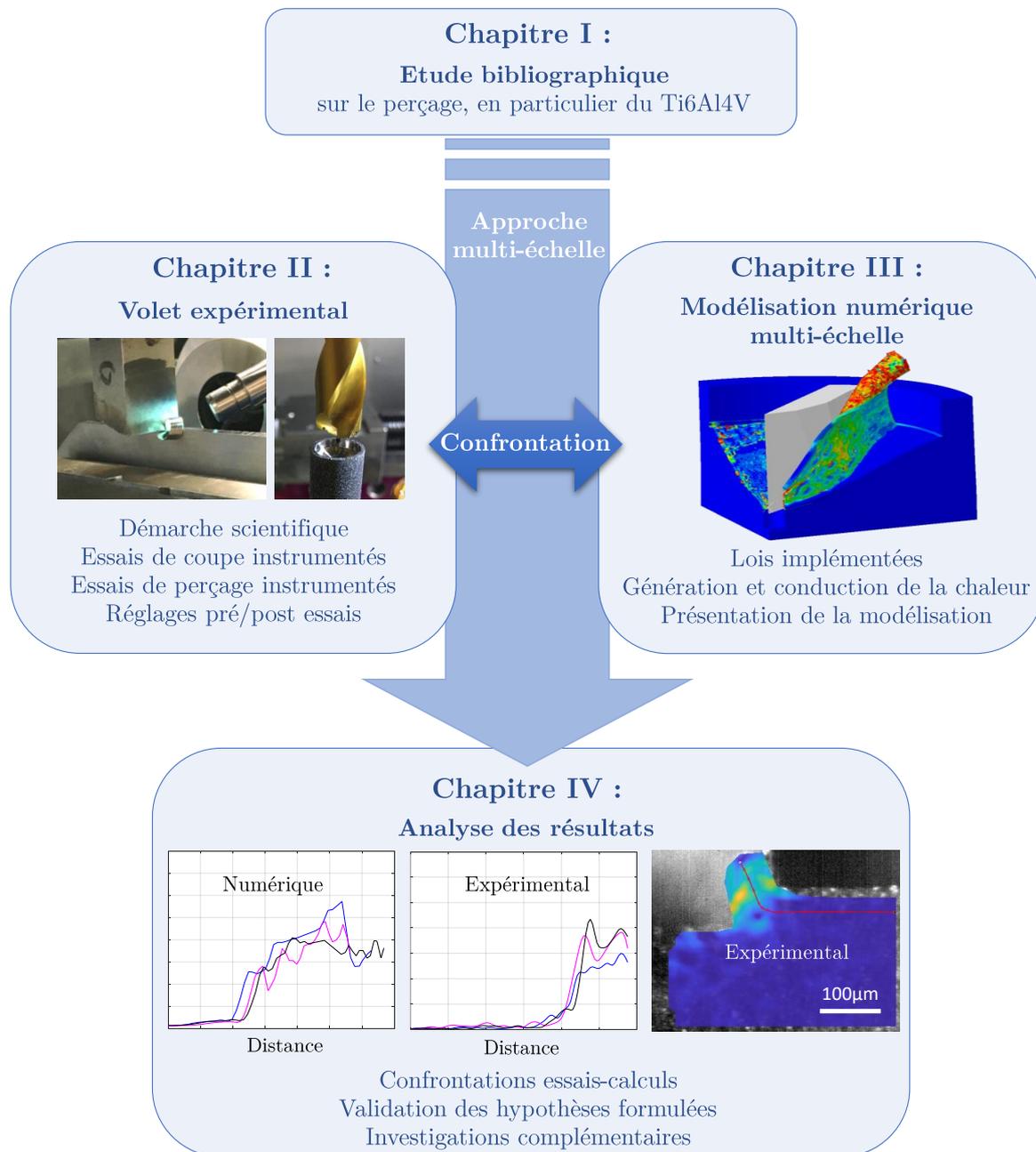


Figure 1 – Schéma descriptif de l’organisation du manuscrit – Chapitre 1 « Étude bibliographique sur le perçage », Chapitre 2 « Volet expérimental », Chapitre 3 « Modélisation numérique multi-échelle » & Chapitre 4 « Analyse des résultats obtenus »

---

## Objectif

Ces travaux visent à mieux appréhender les phénomènes thermomécaniques au voisinage de l'arête de coupe du foret lors du perçage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V. Du fait de la zone de coupe confinée et de la rapidité des mécanismes observés, l'acquisition de données in-situ en perçage en fond de trou est inenvisageable. Pour répondre à cette problématique, une approche multi-échelle suggérant une discrétisation de l'arête de coupe du foret a été retenue.

À cet égard, deux voies complémentaires ont été empruntées :

- La mise en œuvre d'une instrumentation permettant des mesures rigoureuses des champs thermomécaniques générés en perçage à plusieurs échelles ;
- Le développement d'une modélisation numérique robuste et multi-échelle du procédé de perçage du Ti-6Al-4V.

Une stratégie de validation basée sur des confrontations essais-calculs à chaque échelle a alors été établie pour *(i)* dans un premier temps juger de la fiabilité du modèle et, *(ii)* dans un second temps, analyser le chargement évalué numériquement au sein des zones non atteignables expérimentalement.

## Organisation du manuscrit

Le manuscrit s'articule autour de quatre chapitres explicités ci-dessous :

**Chapitre 1** – Ce premier chapitre a pour but de définir les diverses notions nécessaires à la compréhension de ce sujet de thèse et de positionner ces travaux parmi les études déjà réalisées dans la littérature. En particulier, un intérêt est porté sur les mécanismes de formation du copeau lors de la coupe de métaux, sur l'alliage de titane Ti-6Al-4V et sur le procédé de perçage en lui-même. Les stratégies de modélisation privilégiées dans la littérature et les différents moyens de mesure employés pour l'acquisition de données expérimentales en usinage, notamment en perçage sont discutés également dans ce chapitre.

**Chapitre 2** – Le couple outil-matière retenu est tout d'abord présenté. La démarche scientifique structurant l'ensemble de ces travaux ainsi que la stratégie expérimentale retenue sont ensuite détaillées : le choix d'une approche multi-échelle est développé et argumenté. Cette discussion a mené à la formulation d'un certain nombre d'hypothèses permettant entre autres de borner le domaine d'étude. L'ensemble des essais et des calibrations réalisés sont finalement explicités.

**Chapitre 3** – Suite à une étude bibliographique portant sur les différentes techniques de modélisation, les lois de comportement, d'endommagement et de frottement implémentées sont présentées ainsi que les motivations qui ont poussé à leur sélection. La gestion de la génération de chaleur et de sa conduction dans la pièce est développée également au sein de ce chapitre. Le modèle multi-échelle en tant que tel est enfin présenté. Il est constitué d'une modélisation thermomécanique, liée au perçage sur le premier tour de foret (éléments finis), couplée à une autre purement thermique (différences finies) ayant pour but d'analyser le chargement thermique après plusieurs tours de foret.

**Chapitre 4** – Ce dernier chapitre dresse un portrait relativement exhaustif des résultats obtenus au cours de ces travaux de thèse. Ici sont confrontés l'ensemble des données expérimentales et numériques en vue de vérifier la pertinence *(i)* d'une part des diverses hypothèses évoquées au chapitre 2 et *(ii)* d'autre part de la modélisation thermomécanique numérique multi-échelle du perçage du Ti-6Al-4V dans son ensemble. Par ailleurs, ce chapitre présente diverses investigations complémentaires aussi bien expérimentales que numériques. Pour finir, les validations éventuelles du modèle numérique offrent ainsi la possibilité d'employer la modélisation en tant qu'outil pour accéder à des informations difficiles d'accès expérimentalement.



# Usinage des matériaux métalliques : généralités, modélisation et acquisition de données expérimentales

# 1

1.1	Contexte . . . . .	6
1.2	Formation des copeaux métalliques . . . . .	7
1.3	Généralités sur l'alliage de titane Ti-6Al-4V . . . . .	10
1.3.1	Structure et composition chimique du Ti-6Al-4V . . . . .	10
1.3.2	Microstructures et propriétés du Ti-6Al-4V . . . . .	11
1.3.3	Usinabilité du Ti-6Al-4V . . . . .	12
1.4	Procédé de perçage . . . . .	13
1.4.1	Paramètres de coupe et géométrie d'outils . . . . .	13
1.4.2	Définitions des plans d'étude sur un foret selon la norme NF E-66 502 . . . . .	17
1.4.3	Géométrie des copeaux . . . . .	19
1.4.4	Influence des conditions d'usinage . . . . .	20
1.5	Stratégies de modélisation rencontrées en perçage . . . . .	23
1.5.1	Enlèvement de matière avec génération du copeau . . . . .	24
1.5.2	Application directe d'un chargement . . . . .	25
1.5.3	Application d'un chargement identifié via un modèle découplé . . . . .	28
1.6	Mesures et instrumentation en usinage . . . . .	29
1.6.1	Mesures globales et analyses macroscopiques . . . . .	30
1.6.2	Mesures de champs cinématiques . . . . .	33
1.6.3	Mesures de champs thermiques . . . . .	37
1.6.4	Mesures de champs simultanées . . . . .	40
1.7	Synthèse de l'étude bibliographique . . . . .	42

*Les diverses notions indispensables à la lecture de ce manuscrit et à la compréhension du sujet de thèse sont parcourues et étudiées au sein de ce premier chapitre. Une étude bibliographique est aussi entreprise concernant les diverses stratégies de modélisation du procédé de perçage et d'instrumentation pour la mesure de champs thermiques et/ou cinématiques in-situ.*

## 1.1 Contexte

Le contexte industriel actuel impose aux procédés d'usinage des matériaux métalliques de satisfaire un certain nombre de contraintes. En effet, ceux-ci sont très utilisés par les industries de l'aéronautique et du spatial et doivent assurer une productivité soutenue tout en répondant à des critères économiques [Nouari+2008] et qualité notamment concernant l'intégrité de surface [Ayed2013] influençant les propriétés en fatigue des pièces usinées. Poutord estime entre 750 000 et 1 500 000 le nombre de perçage sur un avion [Poutord2015], l'aspect économique prend alors tout son sens, en particulier concernant l'usinage des alliages de titane qui provoque une usure rapide des outils [Nouari+2008]. D'autre part, de nouvelles problématiques interviennent telles que le respect des normes environnementales [Guibert2008 ; Nouari+2008] et donc le souci du recyclage des déchets tels que les copeaux engendrés et le fluide de coupe [Guibert2008] ce qui induit des coûts supplémentaires. C'est pourquoi l'usinage à sec peut être préférentiellement choisi. Les procédés d'usinage ont connu de nombreuses avancées technologiques mais celles-ci ont contribué davantage à l'évolution des opérations de tournage et de fraisage qui peuvent être réalisées désormais en grande partie à sec [Guibert2008] qu'à celle du procédé de perçage beaucoup moins étudié [Giridon2017]. La fiabilité du procédé de perçage est primordiale étant donné que les trous sont généralement réalisés sur des pièces en fin de processus de fabrication et possédant donc une forte valeur ajoutée [Guibert2008].

L'une des difficultés majeures lors d'une opération de perçage est qu'il s'agit d'une zone confinée [Ayed2013 ; Giridon2017 ; Guibert2008] dans laquelle des phénomènes rapides ont lieu. Ces conditions peuvent alors engendrer des températures très élevées localement, en particulier lors du perçage des alliages de titane dont la conductivité thermique est relativement mauvaise [Ayed2013], de l'ordre de  $5 - 15 W.m^{-1}.K^{-1}$  [Boivineau+2006]. Cet échauffement localisé influe directement sur l'usure prématurée des outils et l'intégrité des surfaces. Afin de mieux appréhender et de maîtriser les mécanismes à l'échelle du procédé de perçage comme l'évacuation et la fragmentation des copeaux et les mécanismes engendrant les contraintes résiduelles, il est crucial de comprendre les phénomènes qui ont lieu localement au niveau de la zone de coupe. L'évacuation des copeaux constitue par ailleurs un facteur prépondérant de l'impact du procédé sur les surfaces percées et des outils : les copeaux s'évacuent le long des goujures du foret et cela est susceptible de provoquer des frottements importants voire des phénomènes d'adhésion [Guibert2008 ; Nouari+2008] ou même de bourrage des copeaux [Guibert2008]. Cependant, l'acquisition expérimentale d'informations locales tels que des champs cinématiques et thermiques est un exercice difficile en usinage. Cette tâche s'avère même bien plus complexe dans le cas d'une opération de perçage (zone de coupe confinée) que dans le cas d'essais de tournage ou de fraisage où la zone de coupe est accessible visuellement.

La présence de fluide de coupe a pour rôle de limiter la chaleur générée (*i*) en réduisant le coefficient de frottement [Claudin+2010] mais surtout (*ii*) en l'évacuant par transfert thermique [Liew+2017 ; Maruda+2016]. Néanmoins, outre son impact néfaste d'un point de vue écologique et économique, elle ne constitue pas en général une réponse suffisante. Les problématiques d'usure et de bourrage de copeaux évoquées précédemment pourraient être palliées par l'optimisation des conditions de coupe et la recherche de techniques innovantes tel que l'usinage avec assistance [Ayed2013] notamment cryogénique qui semble particulièrement bien adapté au procédé de perçage [Ahmed+2016 ; Wang+2000].

La modélisation et la simulation numérique permettraient de répondre à ce besoin scientifique et d'accéder à des données réputées difficiles d'accès expérimentalement. En effet, la modélisation numérique peut fournir des données à différentes échelles, et plus particulièrement au niveau de la zone de coupe.

L'objectif principal de ce premier chapitre est tout d'abord de définir les différentes notions nécessaires à l'appréhension de ce sujet de thèse telles que la génération de copeau en usinage,

les caractéristiques générales de l'alliage de titane étudié ici et le paramétrage de la coupe en perçage. D'autre part, ce chapitre doit permettre de comprendre dans quelles mesures les conditions de coupe influencent le déroulement de la coupe en perçage et quelles sont les diverses stratégies de modélisation numérique du procédé et les verrous associés. Enfin, une attention particulière sera portée à l'état de l'art des différents moyens de mesures employés en usinage et plus particulièrement en perçage.

## 1.2 Formation des copeaux métalliques

En usinage, la surface de l'outil sur laquelle va glisser le copeau et donc engendrer des frottements correspond à la face de coupe caractérisée par l'angle de coupe  $\gamma$ . La face de dépouille est quant à elle, définie par l'angle de dépouille  $\alpha$  [Norme NF E-66 502] : ils ont pour rôle de limiter les frottements dû au talonnage de l'outil sur le matériau usiné. Les angles  $\gamma$  et  $\alpha$  sont tous deux représentés figure 1.1a-b dans un plan ( $P_n$ ) perpendiculaire à l'arête de coupe. Le rayon d'acuité  $R_\beta$  illustré également sur la figure 1.1a permet l'écoulement du copeau sur la face de coupe et limite l'usure de l'arête de coupe qui serait très rapide dans le cas d'un angle vif [Rech2006].

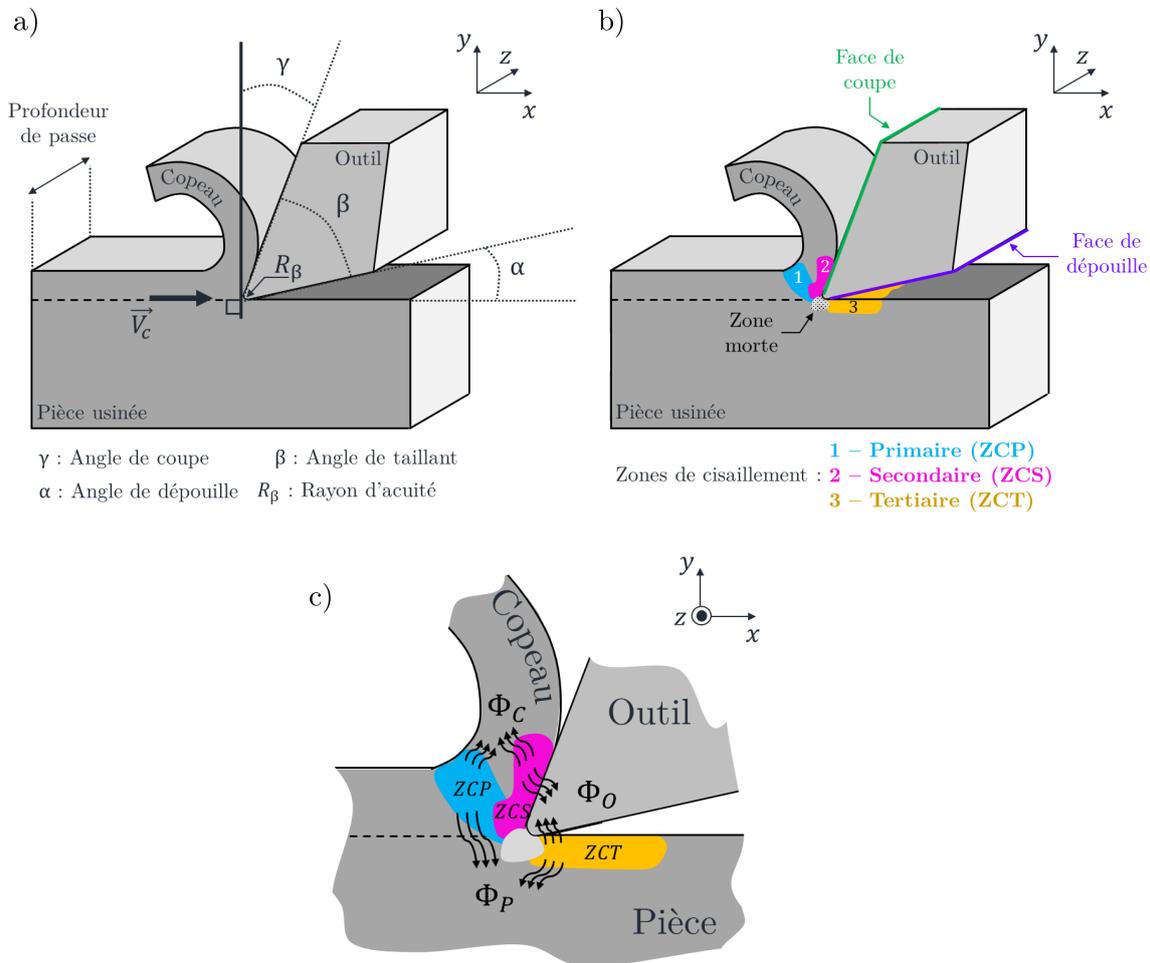


Figure 1.1 – Représentation (a) des paramètres géométriques au cours du procédé de coupe (b) des trois zones de cisaillement et (c) des flux de chaleur  $\phi_C$ ,  $\phi_O$  et  $\phi_P$  diffusant respectivement dans le copeau, l'outil et la pièce usinée.

La manière dont sont formés les copeaux en coupe ainsi que l'intégrité des surfaces usinées sont tributaires des phénomènes de coupes régis par trois zones de déformations et d'échauffement intense appelées zones de cisaillement [Ayed2013; Braham2011]. Ces zones de cisaillement, représentées figure 1.1b, engendrent des déformations plastiques qui peuvent atteindre 1 à 6 et des vitesses de déformations plastiques souvent comprises entre  $10^3$  et  $10^6 s^{-1}$  [Braham2011] :

**Zone de cisaillement primaire :** La pression exercée par l'outil sur la matière engendre un cisaillement important entre la pointe de l'outil et la surface supérieure de la matière qui correspond à la bande de cisaillement primaire [Braham2011]. La chaleur y est générée essentiellement par déformation plastique et peut atteindre  $800^\circ$  [Mason+1994].

**Zone de cisaillement secondaire :** La zone de cisaillement secondaire se rapporte quant à elle à la zone de frottement entre le copeau formé et la face de coupe de l'outil (face illustrée figure 1.1a) [Braham2011] : ce phénomène de friction ainsi que les déformations plastiques peuvent donner lieu à des températures avoisinant  $1100^\circ$  [Outeiro+2004].

**Zone de cisaillement tertiaire :** La face de dépouille visible figure 1.1a doit permettre de limiter les frottements avec la surface usinée finale. Cependant, une zone de frottement appelée zone de cisaillement tertiaire, demeure entre cette face et la nouvelle surface usinée. C'est cette dernière qui influe de façon prépondérante sur les contraintes résiduelles et l'érouissage au niveau de la surface usinée et donc sur l'intégrité de cette surface [Braham2011]. La chaleur est produite essentiellement par frottement mais également par déformations plastiques du fait de la pression de contact entre l'outil et la pièce usinée notamment au niveau du rayon d'acuité [Harzallah2018].

Ces trois zones de cisaillement sont alors le siège d'échauffements très locaux du matériau usiné du fait de l'apparition des déformations plastiques et des phénomènes de frottement (ZCS, ZCT) qui y ont lieu. Les échanges de chaleur au sein de la zone de coupe sont illustrés sur la figure 1.1c :  $\phi_C$  correspond au flux de chaleur généré se dissipant dans le copeau formé,  $\phi_P$  celui diffusant dans la pièce et  $\phi_O$  celui se propageant dans l'outil.

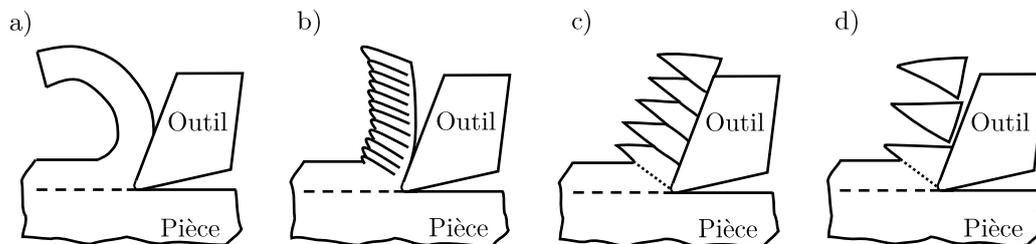


Figure 1.2 – Schématisation des morphologies de copeau les plus couramment rencontrées au cours de la coupe de matériaux métalliques : (a) continu (b) segmenté (c) festonné (d) élémentaire/discontinu

La morphologie des copeaux générés est fortement liée au matériau usiné et à la géométrie de l'outil. Comme représenté sur la figure 1.2, on distingue donc les copeaux continus, des copeaux dits segmentés ou festonnés ou encore des copeaux élémentaires [Ayed2013]. Le Ti-6Al-4V donne principalement lieu au trois premiers types de coupe représentées sur la 1.3 : continue, segmentée et festonnée . Il est à noter qu'il n'existe pas de frontière clairement définie entre ces quatre catégories et que le passage d'une morphologie à une autre est parfois difficile à détecter.

Des champs de températures, de vitesses et de déformations stables au cours du temps permettent d'assurer la stabilité de la coupe et un état de déformation plastique stationnaire. Le phénomène d'érouissage l'emporte sur celui de l'adoucissement thermique. La contrainte de cisaillement n'atteint jamais la limite à rupture du matériau et l'écoulement de matière est continu ce qui engendre des copeaux continus [Ayed2013]. De par la simplicité de ce type de coupe, elle a largement été étudiée et modélisée dans la littérature [Mabrouki+2008].

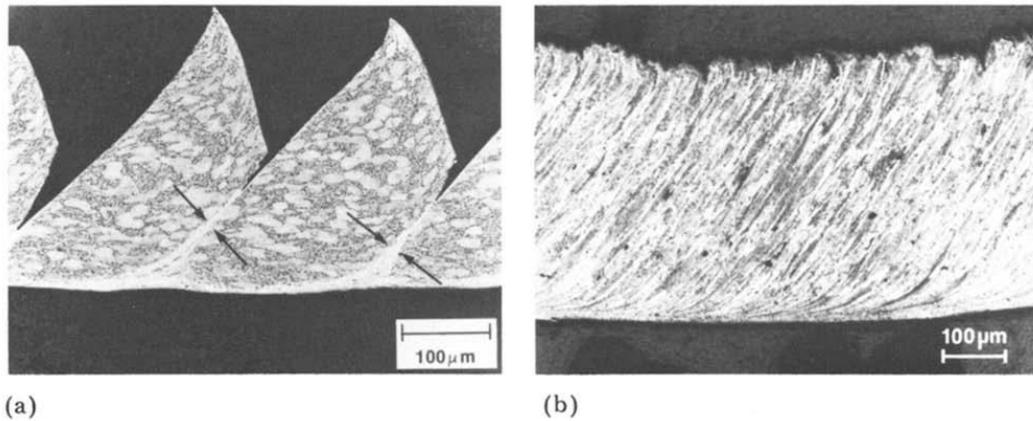


Figure 1.3 – Copeaux polis et attaqués de Ti-6Al-4V au microscope optique : (a) festonné (b) continu [Komanduri+1981]

En revanche, un état de déformation plastique non stationnaire dans la zone de cisaillement primaire donne lieu à des copeaux festonnés [Harzallah2018] dont la formation résulte de la conjonction de deux phénomènes ou de l'un des deux selon les auteurs dans la littérature : l'initiation et propagation de fissure et/ou la création d'une bande de cisaillement adiabatique.

La formation de la bande de cisaillement (ZCP), représentée figure 1.1b, est causée par la localisation de la déformation plastique et définie par l'angle qu'elle forme avec la surface à usiner [Braham2011]. Ces déformations plastiques produisent de la chaleur dont la diffusion ne peut avoir lieu aisément pour des matériaux aux faibles conductivités thermiques et/ou pour des vitesses de coupe élevées. L'échauffement induit est donc local et cela a pour effet d'adoucir thermiquement le matériau. Dans le cas de la formation d'une bande de cisaillement adiabatique, c'est alors le phénomène d'adoucissement thermique qui prédomine face à celui de l'écroutissage [Longère+2005]. Au sein de cette bande de cisaillement, la contrainte d'écoulement diminue et n'atteint donc pas la limite à rupture tandis que la déformation augmente localement. Cette accumulation de la déformation dans une zone très réduite produit de la chaleur qui adoucit le matériau et diminue la contrainte d'écoulement : le phénomène est donc auto-entretenu [Longère2018] et découle d'un couplage thermomécanique.

En 1995, Bayoumi et Xie [Bayoumi+1995] ont montré pour l'alliage de titane Ti-6Al-4V que les bandes de cisaillement adiabatiques sont essentiellement dues à l'instabilité plastique et Barry *et al.* en 2001 [Barry+2001] ont mis en évidence que cette instabilité était susceptible d'apparaître pour cet alliage pour des vitesses de coupe faibles, autrement dit à partir de  $15\text{m/min}$ . Selon Ayed dans ses travaux de thèse [Ayed2013], la formation de bande de cisaillement adiabatique est très dépendante des propriétés thermomécaniques du matériau et il relève la formation de copeaux segmentés dans le cas des aciers durs, inoxydables, des alliages à base nickel, des alliages de titane, ou encore d'autres matériaux pour de grandes vitesses de coupe. Velasquez *et al.* [Puerta Velásquez+2007] privilégient également la théorie de la formation des copeaux festonnés de Ti-6Al-4V par formation de bande de cisaillement adiabatique étant donné l'absence de fissure et de cavité dans la bande lors de leurs observations.

Ainsi, la génération de copeaux festonnés ou discontinus peut être liée à l'instabilité thermoplastique lorsque ces propriétés induisent une sensibilité à la localisation de déformations comme c'est le cas pour les alliages de titane et donc pour le Ti-6Al-4V étudié ici. Ils disposent en effet d'une faible conductivité thermique. Toutefois, dans le cas des matériaux durs, c'est l'hypothèse de l'initiation et la propagation de fissure qui est privilégiée. En effet, l'écroutissage peut généralement entraîner une augmentation de la contrainte d'écoulement jusqu'à la limite à rupture et donc créer un endommagement du matériau localisé dans la bande.

Pottier *et al.* [Pottier+2014] postulent que la génération de copeaux festonnés de Ti-6Al-4V est le résultat de la conjugaison de la formation d'une bande de cisaillement adiabatique et d'une propagation de fissure. Ils distinguent alors trois étapes de formation du copeau festonné représentée figure 1.4 :

**Compression** : la compression induite par la face de coupe sur la pièce est progressive et le contact entre le feston et la face de coupe, parfaitement collant [Harzallah2018]. Ces conditions favorisent alors les transferts de chaleur et donc l'usure de l'outil ;

**Localisation & Propagation** : cette compression provoque une accumulation très locale de la déformation ainsi qu'une propagation de fissure incitant le feston en cours de formation à pousser le feston déjà formé vers le haut [Harzallah2018] ;

**Glissement** : le comportement du feston déjà formé est alors comparable à celui d'un corps rigide et celui-ci se déplace le long de la face de coupe par contact glissant. Cette alternance contact collant avec compression lente puis contact glissant avec expulsion rapide suite à la localisation s'apparente au phénomène appelé *stick slip* [Jackson+2011].

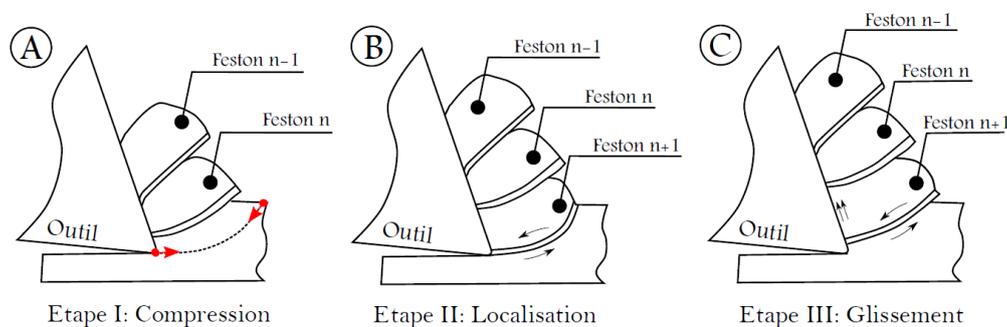


Figure 1.4 – Étapes de formation de copeaux festonnés [Harzallah2018]

## 1.3 Généralités sur l'alliage de titane Ti-6Al-4V

Le titane est le 4<sup>e</sup> élément le plus abondant de la croûte terrestre [Lütjering2007] mais l'intérêt pour ses propriétés ainsi que son utilisation à l'échelle industrielle ne débuta qu'au début des années 50 [Boyer+2007]. Les alliages de titane, obtenus grâce à des éléments d'additions associés au titane pur, sont très majoritairement employés dans l'industrie aéronautique et du spatial en raison de leur résistance spécifique relativement faible [Boyer+2007] et leur bonne résistance en fatigue [Campbell2006]. On les retrouve également dans l'industrie chimique et maritime [Joshi2006] pour leur bonne résistance à la corrosion, dans l'industrie médicale pour leur bio-compatibilité [Veiga+2012], ainsi que dans l'industrie militaire (blindage) [Poutord2015]. Cette partie a pour but de présenter un certain nombre des propriétés, caractéristiques et problématiques au sujet de l'alliage de titane Ti-6Al-4V autour duquel ces travaux de thèse se consacrent.

### 1.3.1 Structure et composition chimique du Ti-6Al-4V

La composition nominale de l'alliage de titane Ti-6Al-4V est donnée par le tableau 1.1.

Comme schématisé figure 1.5a, le titane pur présente une transformation allotropique à une température de 882°C appelée température de transus  $\beta$  notée  $T_\beta$ . Ainsi, à température ambiante, la phase stable du titane pur est la phase  $\alpha$  de structure cristalline hexagonale pseudo-compacte (HPC). Au delà de la température  $T_\beta$  (et jusqu'à la température de fusion), la phase stable du titane pur est la phase  $\beta$  de structure cubique centrée (CC) [Combres+1991].

**Table 1.1** – Composition du Ti-6Al-4V en % massique (AFNOR L<sub>14-601</sub>)

	Ti	Al	V	Fe	O	C	N	H
%massique	Base	5.5-6.75	3.5-4.5	<0.25	<0.2	<0.08	<0.05	<0.01

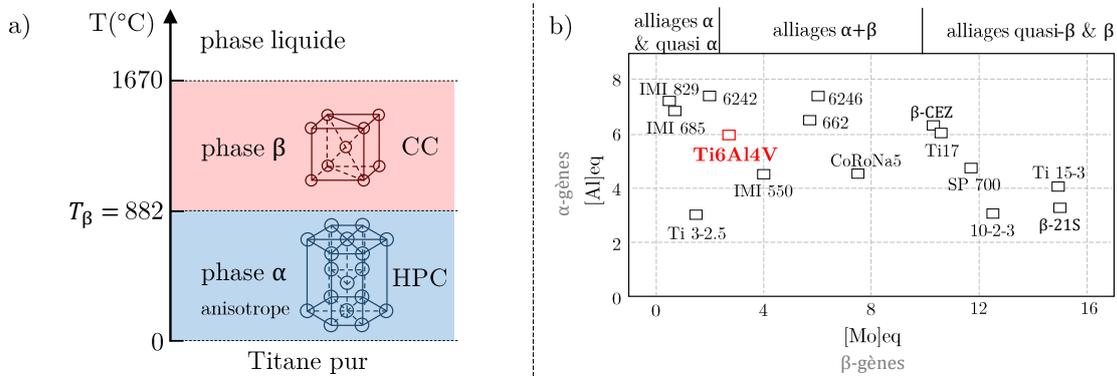


Figure 1.5 – (a) Transformation allotropique du titane pur (b) Classification des alliages de titane usuels [Tricot1988]

L'ajout des éléments d'addition permet de modifier les domaines de stabilité des deux phases  $\alpha$  et  $\beta$  en vue d'optimiser les propriétés de l'alliage final obtenu selon les applications visées. Les éléments sont dits  $\alpha$ -gènes si leur ajout étend le domaine  $\alpha$  et engendre donc une stabilisation de la phase  $\alpha$  en température (comme l'aluminium *Al*). Au contraire, les éléments sont dits  $\beta$ -gènes lorsque leur introduction améliore la stabilité du domaine  $\beta$  (tels que le vanadium *V* ou le molybdène *Mo*). Ainsi, du fait de l'ajout de ces éléments, la température de transus  $\beta$  d'un alliage de titane diffère de celle du titane pur et varie également selon les alliages de titane.

Selon les proportions<sup>1</sup> en éléments  $\alpha$ -gènes et  $\beta$ -gènes, les alliages de titane sont communément classés en trois grandes familles : les alliages  $\alpha$ ,  $\alpha + \beta$  et  $\beta$  métastables (voir figure 1.5b) [Donachie2000]. Comme le montre cette figure, l'alliage de titane Ti-6Al-4V étudié ici, est quant à lui un alliage  $\alpha + \beta$ . Connaître la composition chimique du matériau étudié est donc capitale. En effet, c'est la composition chimique qui indique les proportions en éléments  $\alpha$  &  $\beta$ -gènes qui elles-mêmes influent sur les domaines de stabilité des phases de l'alliage de titane et donc sur le comportement du matériau [Wagner+2015].

### 1.3.2 Microstructures et propriétés du Ti-6Al-4V

Le comportement thermomécanique de tout matériau est tributaire de sa composition chimique et également de sa microstructure. Pour définir le Ti-6Al-4V étudié, il est donc primordial de connaître sa microstructure. Selon les traitements thermomécaniques qu'il a subis, la répartition des phases  $\alpha$  et  $\beta$  peut se retrouver modifiée. Diverses microstructures peuvent ainsi être obtenues pour le Ti-6Al-4V, telles que les microstructures lamellaire, bimodale ou équiaxe (voir figure 1.6). Dans cette thèse, l'ensemble des analyses se focalisent sur des alliages de titane Ti-6Al-4V dont la microstructure est équiaxe, autrement dit composée essentiellement de nodules  $\alpha$  (phase  $\beta$  aux joints de grains).

Lampman relate alors un certain nombre des propriétés du Ti-6Al-4V à l'ambiante après un recuit à 700-785°C dans le tableau 1.2 [Lampman1990]. Comme le soulignent certains auteurs [Bonnet2010; Poutord2015], ces valeurs confirment bien le rapport masse sur résistance très intéressant du Ti-6Al-4V qui est bien inférieur à celui des aciers. Calamaz *et al.* soulignent aussi ses bonnes propriétés mécaniques jusqu'à 600°C [Calamaz+2008].

1. estimées selon le calcul des teneurs équivalentes en Al et en Mo notées  $[Al]_{eq}$  et  $[Mo]_{eq}$ .

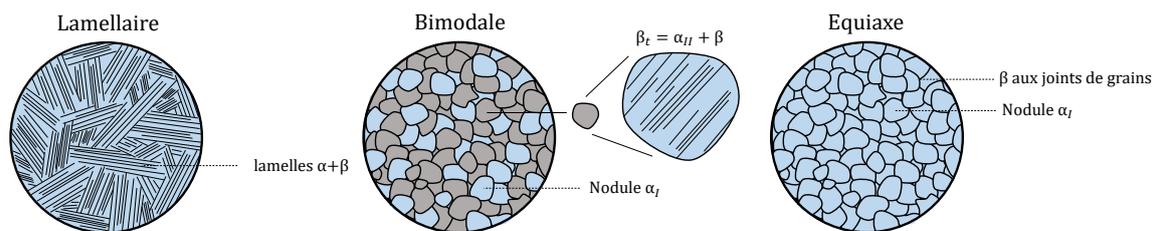


Figure 1.6 – Diverses microstructures obtenues pour l'alliage de titane Ti-6Al-4V après traitement thermomécanique

Table 1.2 – Propriétés du Ti-6Al-4V à l'ambiante après un recuit 700-785°C [Lampman1990]

	Propriété	Symbole	Valeur	Unité
	Masse volumique	$\rho$	4430	$K.g.m^{-3}$
	Module d'Young	E	113.8	GPa
	Coefficient de Poisson	$\nu$	0.342	
	Limite élastique à 0.2%	Re0.2%	880	MPa
	Résistance à la rupture	Rm	950	MPa
	Allongement	A%	14%	
	Conductivité thermique	$\lambda$	6.7	$W.m^{-1}.^{\circ}C^{-1}$
	Capacité thermique massique	$\varphi$	526.3	$J.Kg^{-1}.^{\circ}C^{-1}$
	Coefficient de dilatation linéique 20/250/500°C	$\lambda$	8.6/9.2/9.7	$\mu m.m^{-1}.^{\circ}C^{-1}$
	Ténacité	$KI_c$	75	$MPa.\sqrt{m}$
	Température de fusion	T	1660	°C
	Température de transus bêta	$T_{\beta}$	980	°C

### 1.3.3 Usinabilité du Ti-6Al-4V

Les propriétés de l'alliage Ti-6Al-4V en font l'un des alliages de titane les plus employés dans l'industrie aéronautique [Leyens+2003]. Cependant, ce matériau s'avère difficile à usiner et plus particulièrement à percer, ce qui complique grandement le processus de fabrication des pièces. Le tableau 1.3 illustrant un certain nombre de taux d'usinabilité, rend compte des problématiques liées à l'usinage du Ti-6Al-4V par rapport aux autres matériaux.

Table 1.3 – Taux d'usinabilité de quelques matériaux [Donyo2002]

Matériaux	Taux d'usinabilité
Acier 1112	100
Alliage d'aluminium AU2GN	275
Acier faiblement allié 15CDV6	50
Acier inoxydable Z6CNT18.11	40
Alliage de titane type T60	35
Alliage de titane type <b>Ti-6Al-4V</b>	<b>20</b>

Siekman *et al.* [Siekman1955] sont les premiers à avoir relevé sa mauvaise usinabilité en s'appuyant sur l'usure des outils engendrée par l'usinage de ce matériau. D'après les travaux de Ezugwu *et al.* [Ezugwu+1997], l'usinage d'un acier engendre une diffusion de 50% de la chaleur générée dans l'outil contre 80% dans le cas de l'usinage d'un alliage de titane. Les auteurs supposent alors que cette mauvaise usinabilité tient son origine des propriétés intrinsèques du matériau :

- Une mauvaise conductivité thermique : conduisant à un échauffement local au niveau de la zone de coupe et d’autant plus au cours d’une opération confinée comme en perçage (augmentant ainsi la réactivité chimique du matériau avec l’outil).
- Un faible module de Young : favorise le phénomène de retour élastique de la matière pouvant perturber le bon déroulement de la coupe (contact de la surface usinée avec la face de dépouille) ainsi que le broutement de l’outil.

Les alternatives généralement employées sont celles permettant de limiter cette accumulation de chaleur en usinage comme la diminution des vitesses ou l’ajout d’un système de lubrification (fluide de coupe), d’une assistance cryogénique, laser ou par jet d’eau [Ayed2013 ; Germain+2011].

Cette partie a permis de mettre en évidence que le perçage du Ti-6Al-4V présente des difficultés d’un point de vue purement matériau. Cependant, la partie suivante porte sur le procédé de perçage en tant que tel : le but étant de définir le perçage et d’appréhender également quelles sont les difficultés d’un point de vue procédé.

## 1.4 Procédé de perçage

L’opération de perçage est un ancien procédé d’usinage par enlèvement de matière. Elle est la plus couramment employée dans l’industrie mécanique [Merzouki2018], néanmoins, elle a été beaucoup moins étudiée que d’autres procédés comme le soudage, le meulage, le fraisage ou le tournage [Giridon2017].

Ce procédé est utilisé pour réaliser des trous cylindriques, débouchant ou non dans la matière dont la forme finale est directement influencée par la forme de l’outil appelé foret [Merzouki2018]. Deux mouvements composent cette opération : l’avance qui est une translation axiale selon l’axe de l’outil et la coupe qui correspond à une rotation autour de cet axe. L’enlèvement de matière se déroule de manière similaire à celui décrit dans le cas du phénomène de coupe abordé précédemment : l’arête de coupe (représentée figure 1.2) comprime tout d’abord la matière puis engendre un cisaillement de celle-ci [Guibert2008].

Le perçage induit de nombreuses problématiques qu’il est nécessaire de maîtriser pour optimiser le procédé, notamment celui de l’évacuation des copeaux, de la concentration de chaleur et de contraintes dû à l’aspect confiné [Giridon2017 ; Merzouki2018 ; Poutord2015]. D’autre part, la vitesse de coupe au centre (voir âme de l’outil figure 1.7) est proche de zéro, ce qui engendre une quasi-absence de coupe. Pour permettre la coupe du matériau à usiner, l’effort (axial) de poussée de l’outil devient conséquent ce qui conduit à des chargements mécaniques bi-directionnels.

### 1.4.1 Paramètres de coupe et géométrie d’outils

La figure 1.7 dépeint les principaux paramètres qualifiant un foret hélicoïdal classique. Étant donné que les paramètres généraux<sup>2</sup> tels que les faces et angles de coupe et de dépouille sont applicables à tous les procédés d’usinage et en particulier au perçage, ils se retrouvent également sur ce schéma (figure 1.7) et plus généralement sur tous les types de forets. En effet, au niveau de chaque portion élémentaire d’arête, la zone de coupe et les mécanismes qui y ont lieu peuvent être assimilés à ceux d’une coupe élémentaire [Blanchet2015] comme visible figure 1.8, similaire à celle illustrée précédemment par la figure 1.1.

Le prolongement de la face de dépouille et de la face de coupe (figure 1.7) le long de l’outil constitue la goujure, dont le rôle majeur est l’évacuation des copeaux générés [Jallageas2013]. L’angle entre la goujure et l’axe de l’outil est nommé angle d’hélice [Guibert2008]. L’angle de

2. Paramètres définis par la norme [Norme NF E-66 502] et illustrés figure 1.1 en partie 1.2

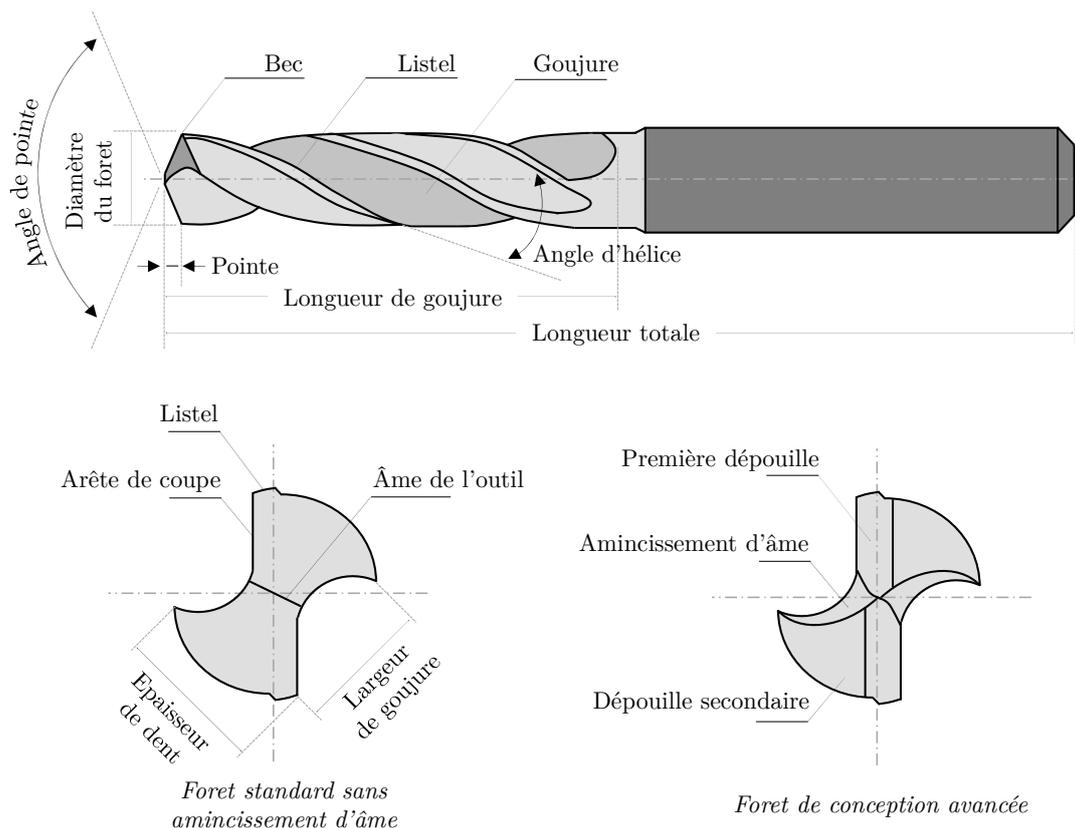


Figure 1.7 – Schématisation de la géométrie classique d'un foret hélicoïdal

pointe qualifie, quant à lui, l'inclinaison de l'arête de coupe du foret par rapport à l'axe de l'outil. L'arête de coupe a pour fonction la coupe du matériau et peut être composée de plusieurs segments formant l'âme de l'outil en se rejoignant au centre (voir figure 1.7). La forme de cette intersection est appelée affûtage et permet de définir, avec le diamètre, l'âme de l'outil. La face de coupe est caractérisée ici aussi par l'angle de coupe qui peut varier le long de l'arête et influencer grandement sur le déroulement du copeau. Cette évolution le long de l'arête de coupe du foret est par ailleurs mise en évidence pour différentes géométries d'outil par la figure 1.9. De plus, du fait de la rotation autour de l'axe de l'outil, la vitesse de coupe  $V_c$  locale augmente en s'éloignant du centre du trou. Les diverses variations évoquées ici conduisent alors à des modifications des mécanismes d'enlèvement de matière le long de l'arête et à une quasi absence de la coupe au centre du trou (voir figure 1.8). L'obtention d'une coupe stable en tout point de l'arête de coupe apparaît donc significativement plus délicate en perçage que pour tout autre procédé (tournage, fraisage...).

Le bec de l'outil, quant à lui, est constitué par le raccordement des faces de coupe et de dépouille et du listel à l'extrémité des goujures (voir figure 1.7). L'ensemble formé par la zone du bec de l'outil et le listel ont alors pour rôle la génération de la surface fonctionnelle [Jallageas2013]. Le listel a, d'autre part, une fonction de guidage de l'outil selon une trajectoire rectiligne [Guibert2008].

La géométrie de l'outil en perçage est donc complexe. Selon la position sur l'arête de coupe du foret considérée, les mécanismes d'enlèvement de matière ne s'apparentent donc pas à ceux d'une coupe orthogonale (figure 1.10a) mais davantage à ceux d'une coupe oblique horizontale (figure 1.10b) ou oblique-oblique (figure 1.10d). Cette dernière correspond à une coupe au cours de laquelle l'arête de coupe représentée en rose sur ces figures n'est plus perpendiculaire à la

direction de coupe (angle bleu, oblicté horizontale) et forme également un angle non nul avec la verticale (angle orange, oblicté verticale).

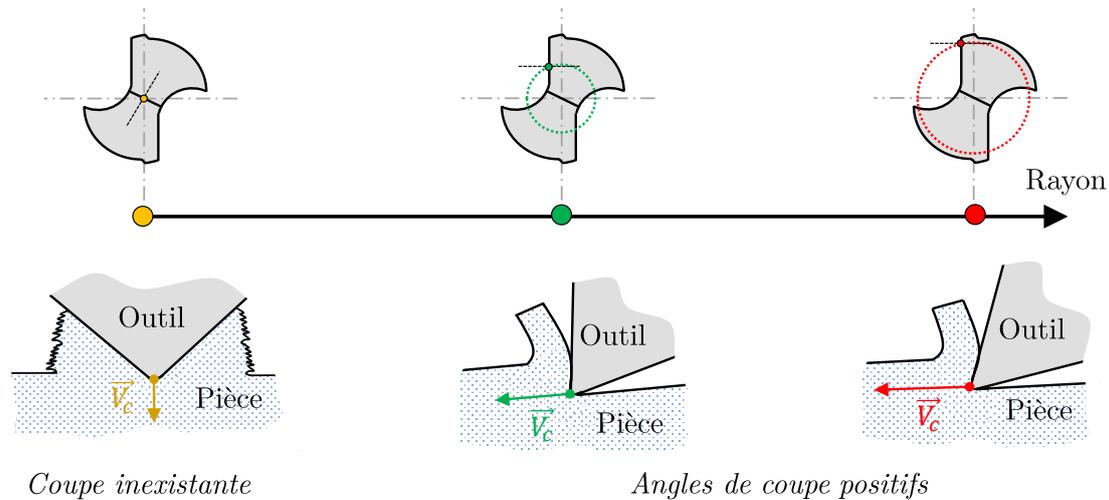


Figure 1.8 – Schématisation de la variation des paramètres de coupe et de la vitesse de coupe le long de l'arête de coupe d'un foret sans amincissement d'âme

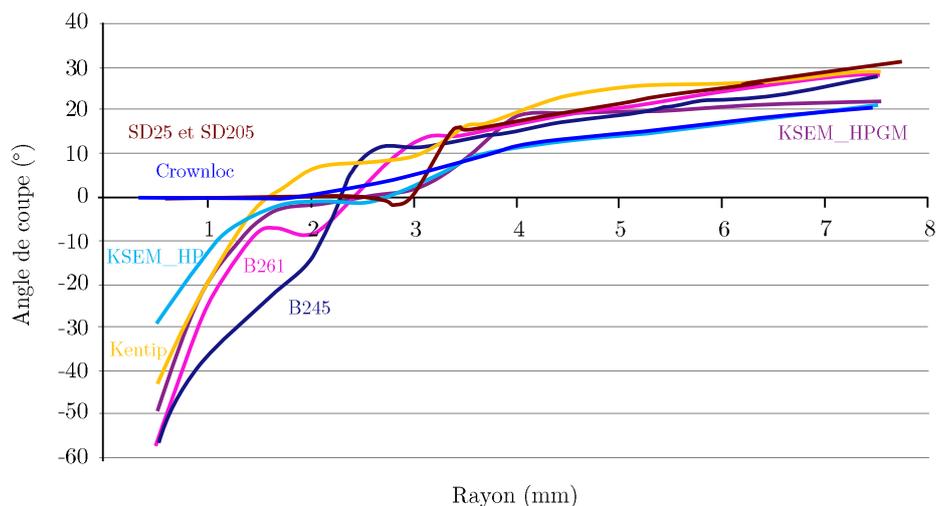


Figure 1.9 – Évolution de l'angle de coupe  $\gamma_f$  en fonction du rayon pour diverses géométries de foret [Claudin2006]

Selon le type d'applications, le type de matériau à usiner, le type de perçage (long, court, vibratoire, etc) et même selon les conditions d'usinage, il convient de choisir une géométrie de foret adaptée et il ne s'agit donc pas forcément de la forme hélicoïdale classique. Par exemple, les forets employés pour les perçages de trous très profonds sont les forets 3/4 [Giridon2017] représentés figure 1.11. Cette présente étude porte ici sur le perçage axial conventionnel sans lubrification et sans assistance et sur une géométrie particulière de foret hélicoïdale monobloc présentée ultérieurement au chapitre 2.

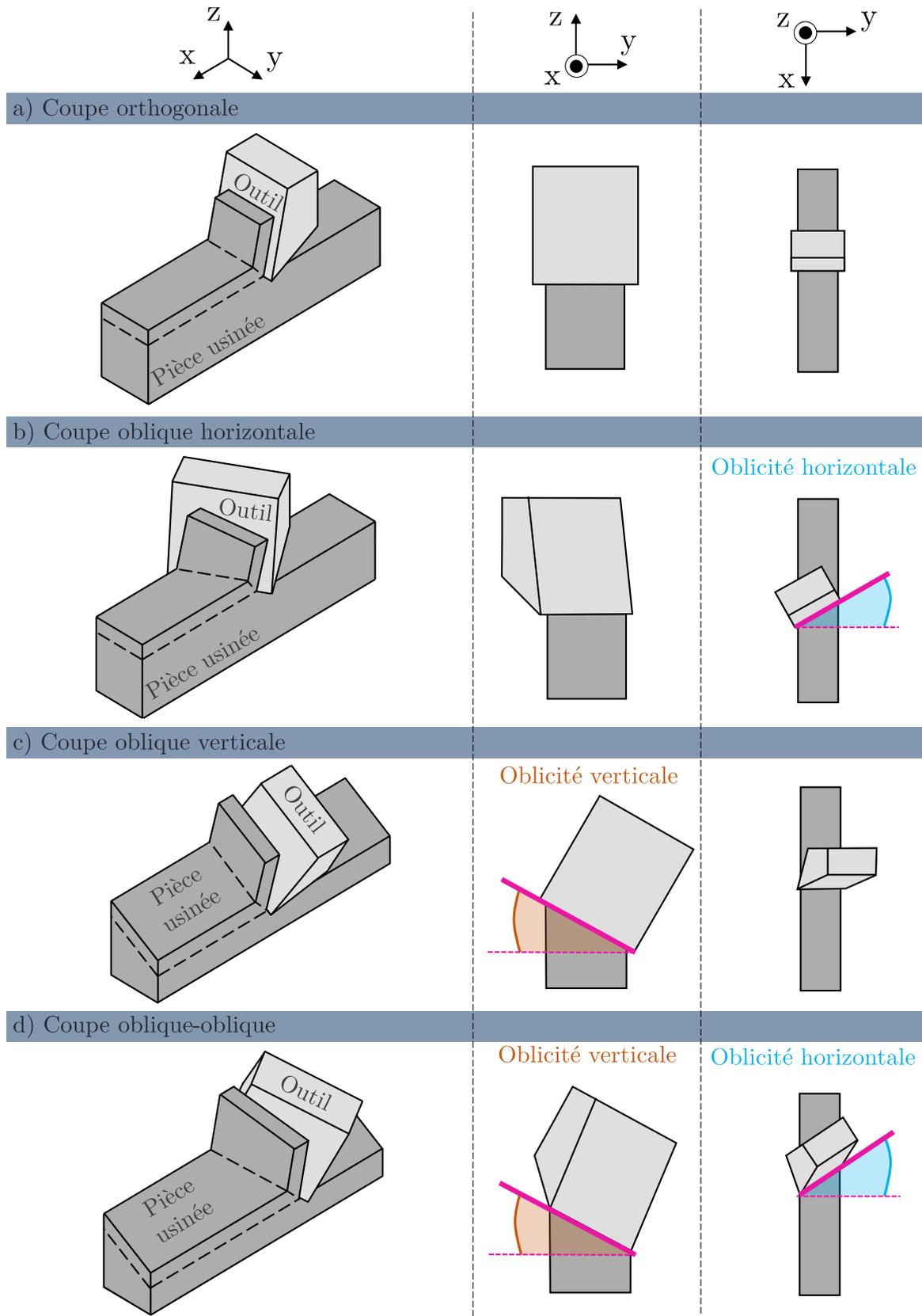


Figure 1.10 – Schématisations des coupes (a) orthogonale (b) oblique horizontale (c) oblique verticale et (d) oblique-oblique - 3D avec génération de copeau (gauche) - 2D sans représentation du copeau (centre et droite)



Figure 1.11 – Différents types de forets [Girion2017]

## 1.4.2 Définitions des plans d'étude sur un foret selon la norme NF E-66 502

La norme E-66 502 spécifie des plans d'étude communs à l'ensemble des géométries d'outils. Ils sont définis de la manière suivante et présentés figure 1.12 :

- $P_r$  : Plan de référence de l'outil, contenant l'axe de rotation du foret et passant par le point  $M$  considéré ;
- $P_f$  : Plan de travail conventionnel, parallèle à la direction d'avance supposée du foret, perpendiculaire aux plans  $P_r$  et  $P_p$  et passant par le point  $M$  considéré (contient la vitesse de coupe) ;
- $P_p$  : Plan vers l'arrière de l'outil, normal à l'axe de rotation, perpendiculaire aux plans  $P_r$  et  $P_f$  et passant par le point  $M$  considéré ;
- $P_s$  : Plan d'arête de l'outil, perpendiculaire à  $P_r$  et  $P_o$ , tangent à l'arête de coupe et la vitesse de coupe au point  $M$  considéré ;
- $P_o$  : Plan orthogonal de l'outil, perpendiculaire à  $P_r$  et  $P_s$ , passant par le point  $M$  considéré ;
- $P_n$  : Plan normal à l'arête, perpendiculaire à  $P_s$  et à l'arête de coupe au point  $M$  considéré.

Chacun d'eux correspond à un plan de coupe permettant de retrouver les angles de coupe, de taillant et de dépouille présentés précédemment dans le cas de la coupe élémentaire orthogonale figure 1.1 et dans cette partie figure 1.12b dans le cas d'un plan donné  $P_i$ . Ainsi, dans le cas de ce plan donné  $P_i$ , l'angle de coupe  $\gamma_i$  correspond à celui formé entre la face de coupe et le plan  $P_r$ , l'angle de dépouille  $\alpha_i$  celui entre la face de dépouille et le plan  $P_s$  et l'angle de taillant  $\beta_i$  celui formé entre la face de coupe et la face de dépouille. La figure 1.12b illustre également une autre particularité en perçage : les angles « en travail » sont différents des angles « en main ». En effet, du fait de l'avance au cours du procédé de perçage, la direction de la vitesse de coupe effective est différente de celle attendue et l'angle de coupe « en travail » est donc plus important que celui « en main ».

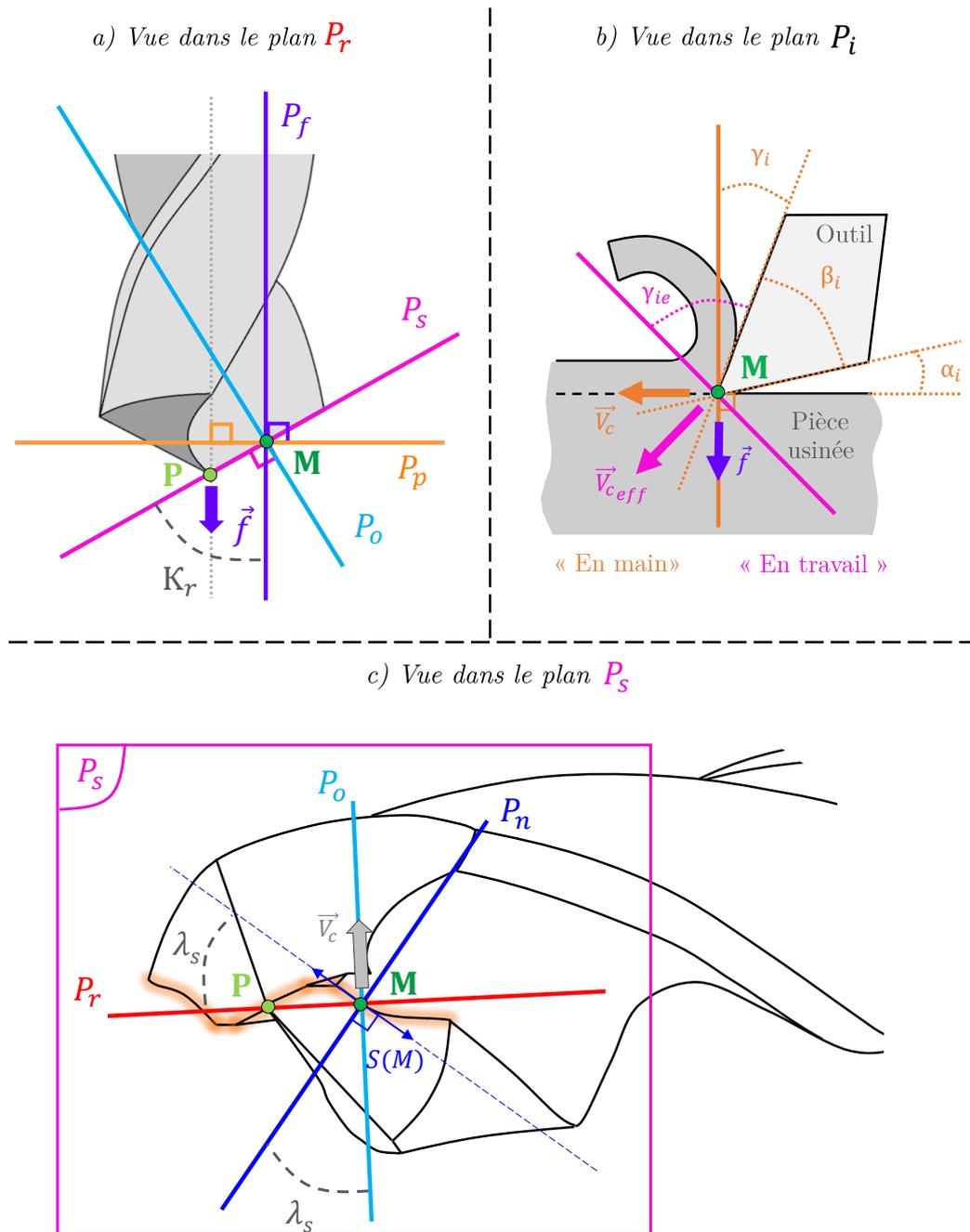


Figure 1.12 – (a) Différents plans d'étude sur un foret en un point M de son arête de coupe et définition de l'angle  $\kappa_r$  (vue dans le plan  $P_r$ ) (b) Représentation de l'angle de coupe « en travail »  $\gamma_{ie}$  et des angles « en main » de coupe  $\gamma_i$ , de taillant  $\beta_i$  et de dépouille  $\alpha_i$  en un point M d'un plan  $P_i$  de la zone de coupe (c) Différents plans d'étude sur un foret en un point M de son arête de coupe et définition de l'angle  $\lambda_s$  selon la géométrie de l'arête (vue dans le plan  $P_s$ )

Enfin, la position de l'arête de l'outil est caractérisée par deux angles :

- $\kappa_r$  : Son angle de direction, formé par les plans  $P_s$  et  $P_f$  et mesuré dans le plan  $P_r$  (traduisant l'oblicité verticale) ;
- $\lambda_s$  : Son angle d'inclinaison, formé entre elle-même et le plan  $P_r$  et mesuré dans le plan  $P_s$  (correspondant à une oblicité horizontale).

### 1.4.3 Géométrie des copeaux

Comme indiqué précédemment en section 1.4.1, les mécanismes d'enlèvement de matière s'apparentent à ceux d'une coupe oblique-oblique localement sur les arêtes de coupe du foret. Ceci n'est pas vrai à l'échelle macroscopique sur les arêtes de coupe dans leur ensemble étant donné que l'angle de coupe n'est pas uniforme le long de celles-ci. Cette évolution de l'angle du centre du foret jusqu'au bord extérieur ainsi que la différence de longueur coupée (plus longue sur le bord) entraîne une géométrie de copeau particulière comme cela est schématisé dans le cas d'un perçage avec un foret hélicoïdal figure 1.13. Lorsque le copeau devient trop long, la goujure assure alors l'enroulement du copeau sur lui-même.

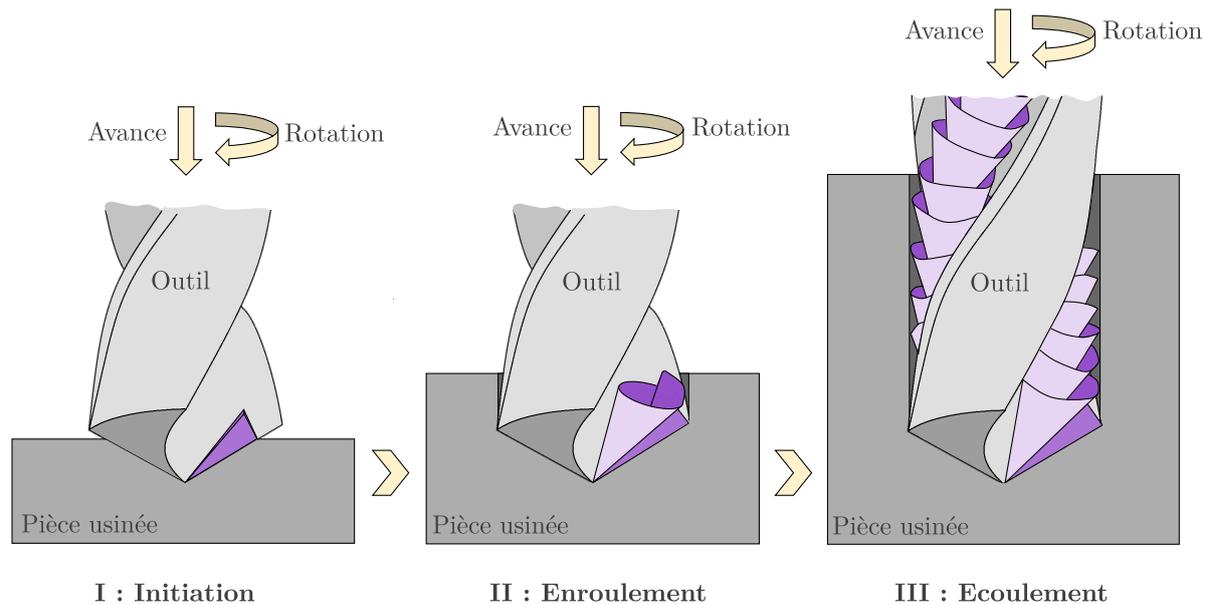


Figure 1.13 – Formation d'un copeau hélicoïdale conique en perçage et écoulement le long de la goujure

Au cours du procédé, l'enroulement du copeau se poursuit et celui-ci prend alors une forme hélicoïdale conique dans le cas des alliages de titane, en particulier dans le cas du Ti-6Al-4V. Il devient long et s'évacue en suivant les goujures du foret comme représenté figure 1.13. Les parois du trou confinent la zone de coupe et rendent l'évacuation difficile d'où le rôle des goujures dans l'évacuation. D'autre part, les copeaux formés lors du perçage d'alliages de titane avec un foret hélicoïdal sont généralement longs et sont donc peu mobiles au sein de l'espace compris entre les goujures et les parois du trou : la formation de copeaux plus courts serait préférée au cours de ce genre de procédé pour éviter également l'enchevêtrement des copeaux à leur sortie. En réponse à ce genre de problématiques, le perçage assisté par vibrations est régulièrement préféré [Ladonne2016 ; Le Dref2014] car il peut permettre de générer des copeaux courts « isolés » facilement évacuables. Il est également possible de choisir un usinage différent pour la réalisation de trou en optant pour le perçage orbital qui permet une meilleure évacuation des copeaux que le perçage axial classique [Kamgaing Souop2020].

Zhu *et al.* [Zhu+2018] ont souligné quatre régions différentes sur les copeaux de Ti-6Al-4V formés suite à un perçage axial à sec avec un foret hélicoïdal. Ces différentes régions sont observables sur la figure 1.14. Autrement dit, quatre étapes distinctes de formation du copeau long ont pu être identifiées et interprétées ici de la manière suivante :

- (a) Étape transitoire : c'est l'étape de pénétration du foret dans la pièce à usiner. Le diamètre du copeau est plus faible et s'agrandit le temps que l'arête de coupe plonge entièrement

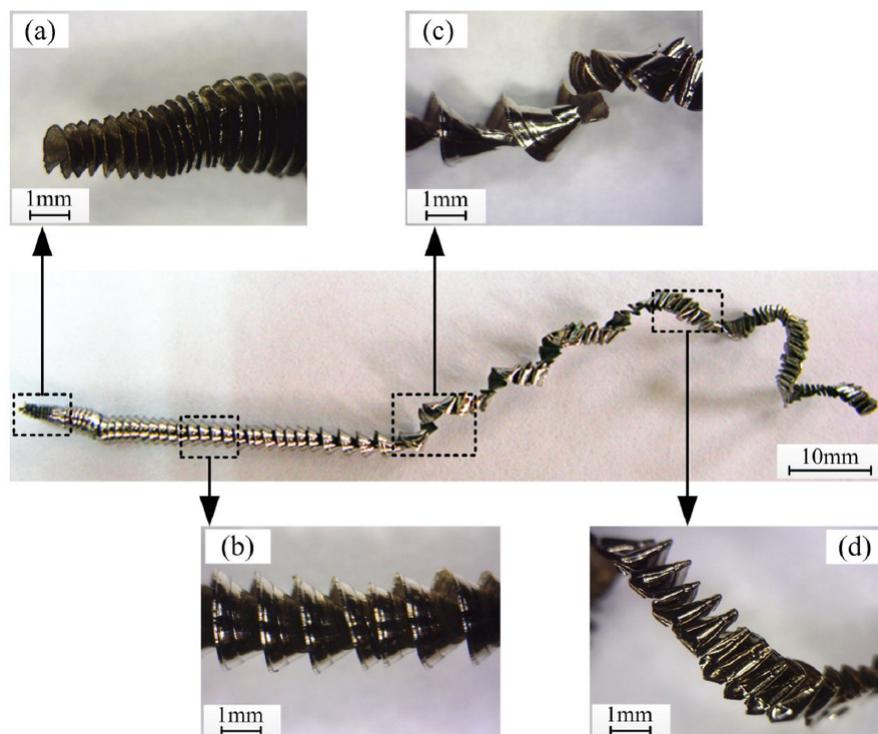


Figure 1.14 – Etape de formations du copeau hélicoïdal conique lors du perçage à sec du Ti-6Al-4V [Zhu+2018]

dans le matériau. La phase I de la figure 1.13 peut être assimilée comme le début de cette étape transitoire ;

- (b) Écoulement en régime stable : formation du copeau hélicoïdal conique en coupe stable (phases II et III visibles figure 1.13) ;
- (c) Écoulement instable : perte progressive de la forme hélicoïdale conique : les conditions de coupe deviennent plus difficiles, la chaleur générée devient plus importante et la longueur du copeau rend l'évacuation et donc la formation au niveau de l'arête plus difficile (à la fin de phase III, figure 1.13).
- (d) Écoulement critique (voir blocage de l'écoulement) : formation du copeau *ruban plié* une fois les conditions de coupe critiques atteintes.

#### 1.4.4 Influence des conditions d'usinage

Au cours d'une opération de coupe et plus particulièrement de perçage, les propriétés des pièces percées et des outils utilisés peuvent être altérées. De plus, ces problématiques sont amplifiées dans le cas du perçage du Ti-6Al-4V étudié ici, du fait de sa mauvaise usinabilité (voir section 1.3.3). De nombreux paramètres peuvent influencer directement sur l'intégrité de surface de la pièce usinée ou indirectement (usure de l'outil, morphologies des copeaux). Les facteurs prépondérants sont les conditions d'usinage telles que le couple outil-matière usinée (microstructure, géométrie d'outil, revêtement), la vitesse de coupe, l'avance et la lubrification. Un jeu de conditions de coupe judicieusement choisi permettrait de limiter ces dégradations.

Shaomin *et al.* [Shaomin+2021] se sont intéressés à la morphologie des copeaux générés au cours du perçage du Ti-6Al-4V selon les conditions de coupe et en ont déduit que des vitesses élevées permettent d'éviter le phénomène de bourrage des copeaux et favorisent donc l'évacuation des copeaux en perçage axial. D'autre part, leurs résultats montrent que les efforts et les couples sont réduits en augmentant la vitesse de broche et l'avance. Zhu *et al.* [Zhu+2018] ont étudié

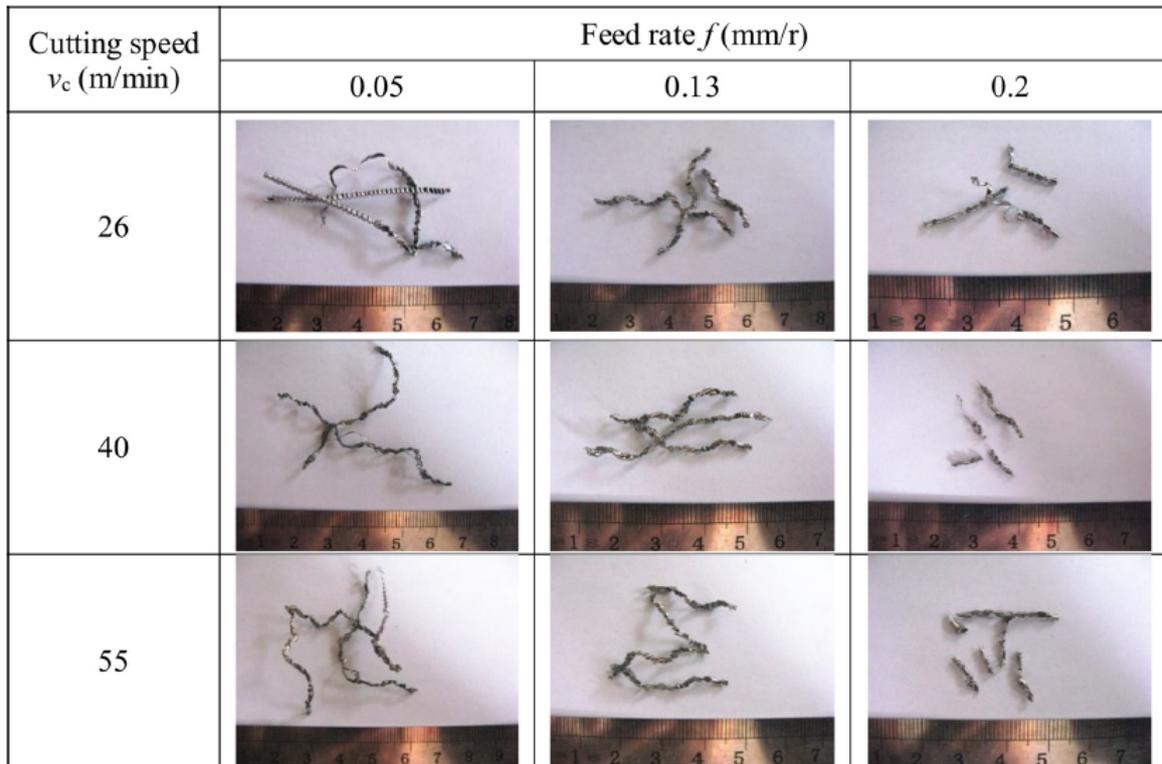


Figure 1.15 – Influence des conditions de coupe sur la morphologie des copeaux lors du perçage à sec du Ti-6Al-4V [Zhu+2018]

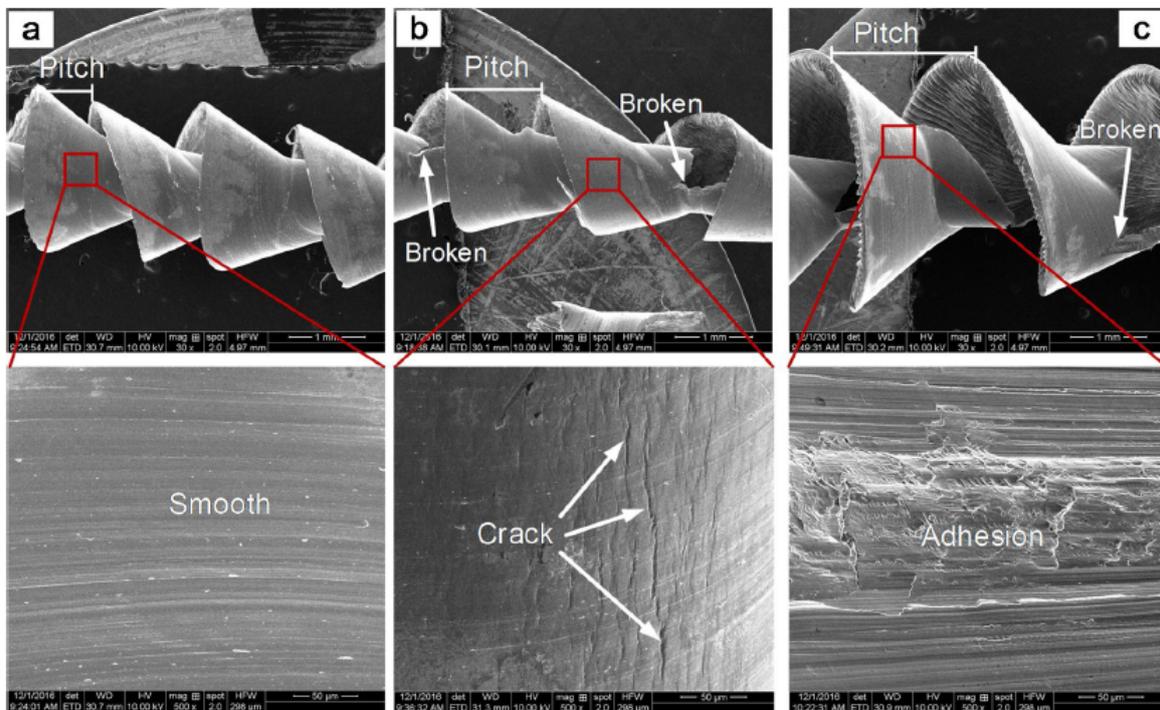


Figure 1.16 – Images MEB de copeaux de Ti-6Al-4V pour une vitesse de coupe de 40m/min pour différentes avances : (a) 0.05mm/rev, (b) 0.13mm/rev, (c) 0.2mm/rev [Zhu+2018]

également l'influence de la vitesse de coupe et de l'avance en perçage à sec sur la morphologie des copeaux de Ti-6Al-4V. Leurs travaux ont permis de conclure que la forme et la longueur

des copeaux dépend davantage de l'avance que de la vitesse de coupe. Pour une valeur d'avance suffisamment élevée, qu'ils estiment aux alentours de  $0.13\text{mm}/\text{tr}$ , les copeaux sont plus facilement rompus au cours du perçage voir figure 1.15.

Ils justifient ce phénomène par l'augmentation de l'épaisseur et donc de la rigidité du copeau avec l'avance qui génère davantage de micro fissures visibles sur les images MEB figure 1.16 sur la surface extérieure du copeau. Une faible augmentation de l'avance diminue significativement l'aspect lisse de cette surface. De plus, des aspérités témoignent de phénomènes d'adhésion pour une avance de  $0.2\text{mm}/\text{tr}$  (figure 1.16). Celles-ci sont dues là aussi à une augmentation de la ductilité par augmentation de la chaleur.

De plus, de faibles vitesses de coupe sont susceptibles d'engendrer des arêtes rapportées [Ayed2013]. Lors de la phase de contact collant outil/pièce, un dépôt d'une couche de matière sur la partie active de l'outil engendre des modifications au niveau du contact outil/copeau et une détérioration de l'intégrité de la surface usinée. Du fait des efforts et températures élevés et des propriétés chimiques du matériau usiné, il s'en suit le phénomène dit d'arête rapportée, soit le soudage de cet amas de matière sur l'outil. Cette couche s'épaissit alors tout au long de la formation du copeau et le dépôt devient alors instable et se brise [Ayed2013; Bonnet2010; Jallageas2013] entraînant avec lui des particules de la surface de l'outil [Bhatt+2010; Childs+2000; Devillez+2007; Nouari+2003; Nouari+2013; Xue+2011] ou des fragments d'arête en créant alors un bris d'outil [Rech2002] ou un écaillage de l'arête [Trent1991]. Cette modification de la géométrie de coupe peut donc réduire la durée de vie des outils et causer une détérioration de l'état de surface de la pièce usinée finale. Trent *et al.* [Trent+2000] émettent l'hypothèse que ce phénomène d'arête rapportée serait lié au contact collant au niveau de la pointe de l'outil pour des vitesses de coupe faibles tandis que List *et al.* [List+2005] pensent qu'il résulte d'un état d'équilibre dynamique entre l'outil, le copeau et un amas de matière stagnant au niveau de l'arête où la vitesse de glissement avoisine zéro.

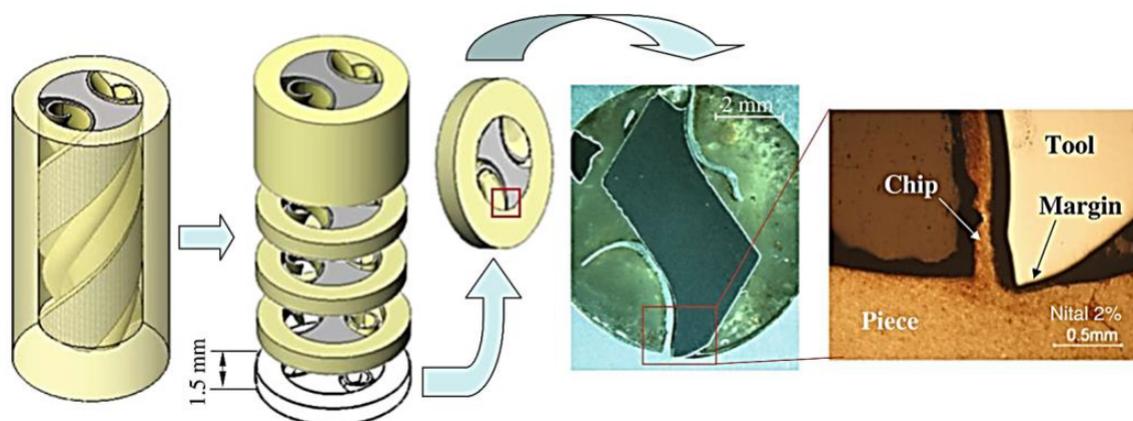


Figure 1.17 – Modifications des mécanismes de coupe suite à l'usure de l'outil [Zeilmann+2012] - Dans ce cas particulier, c'est le listel qui assure l'enlèvement de matière : la coupe devient radiale

Cependant, il est primordial de limiter la dégradation de l'outil car une usure conséquente serait susceptible de modifier considérablement les mécanismes de coupe : la coupe serait assurée en partie par les listels (voir figure 1.17), la direction d'écoulement des copeaux suivant initialement les goujures serait alors modifiée et ces copeaux seraient conduits au centre du trou en cours de perçage [Girion2017]. Cela favoriserait ainsi le blocage des copeaux dans les goujures et par la même occasion la rupture du foret.

Notons que les travaux dans la littérature ont permis également de mettre en évidence la présence de segmentation du copeau à une échelle plus locale [Akhavan Farid+2011a; Bakkal+2005; Shah+2021; Zhu+2018] témoignant de la présence de festonnement (présenté en section 1.2) à

cette échelle d'étude comme le montre la figure 1.18. Plus la vitesse de coupe est importante plus la fréquence des bandes de cisaillement dans le cas des copeaux discontinus l'est aussi. La vitesse de coupe et l'avance influencent donc le festonnement des copeaux, leur écoulement et leur fractionnement.

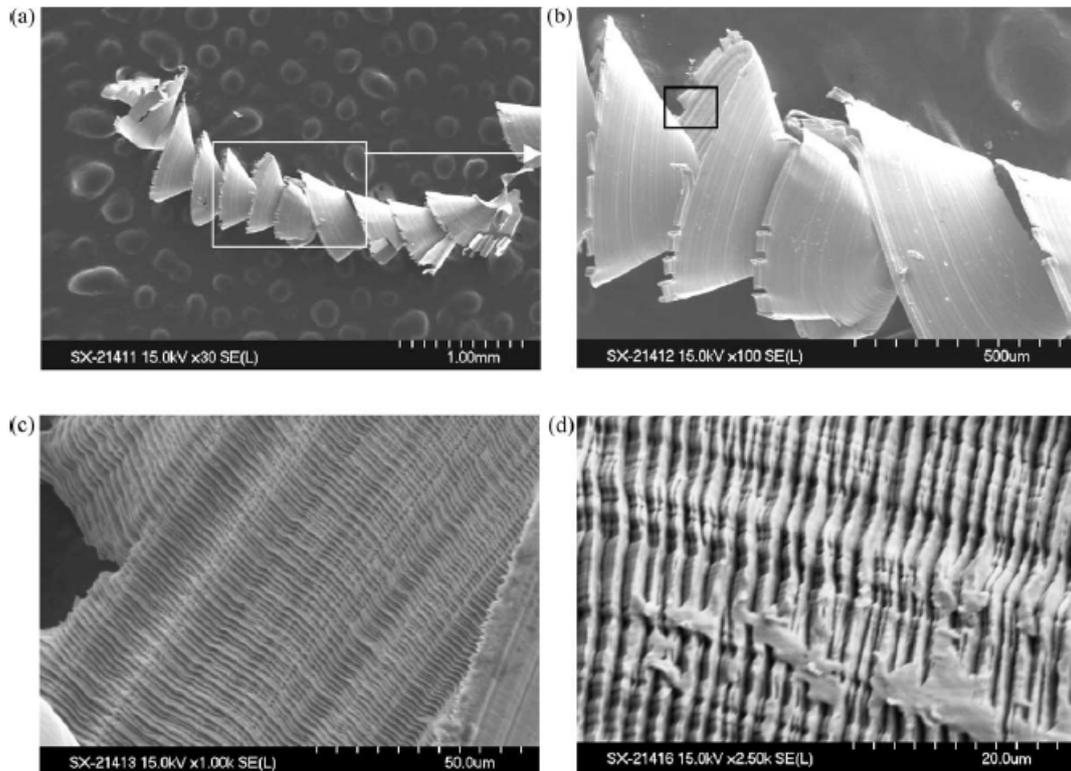


Figure 1.18 – Morphologie des copeaux obtenus [Bakkal+2005] (a) vue d'ensemble du copeau (b) zoom de la surface englobée par la fenêtre en (a) - (c) zoom de la surface englobée par la fenêtre en (b) mettant en évidence la segmentation du copeau - (d) segmentation du copeau à une échelle plus locale

La lubrification joue également un rôle quant au bon déroulement de la coupe. Cependant, ces travaux se concentrent sur les mécanismes générés aux alentours directs de l'arête de coupe et non pas sur l'ajout d'un système de lubrification et son influence sur le chargement thermomécanique induit par le passage de l'outil.

Finalement, ces constatations mettent en évidence l'impact du choix des conditions d'usinage sur ces dégradations (de l'outil et des surfaces usinées) et le déroulement de la coupe et démontrent la nécessité de l'optimisation de ces conditions dans le cas particulier du perçage axial du Ti-6Al-4V.

## 1.5 Stratégies de modélisation rencontrées en perçage

Au cours du procédé de perçage, les efforts, couples et températures élevés induits par le passage de l'outil sont donc susceptibles de provoquer une usure rapide des forets et d'altérer l'intégrité des surfaces usinées. Les pièces percées, qui sont généralement des pièces à haute valeur ajoutée, peuvent se retrouver défectueuses et la correction des surfaces et le changement d'outil conduire à des coûts supplémentaires. Cette problématique est d'autant plus vraie dans le cas des alliages de titane, et en particulier le Ti-6Al-4V qui dispose d'une faible usinabilité. De plus, l'aspect confiné de la zone de coupe suppose une accumulation de chaleur en fond de trou. Cela suggère également une bonne maîtrise de l'évacuation des copeaux dont la géométrie est complexe, généralement hélicoïdale conique en perçage conventionnel. Les conditions s'aggravent avec la

durée de l'opération de perçage, des mécanismes de dégradations conjugués entre la surface usinée, l'outil et le copeau surviennent. Dans certains cas, l'opération de perçage se solde par la rupture du foret ou par un bourrage de copeaux au sein du trou percé. D'un point de vue industriel, il convient donc d'optimiser le procédé de perçage notamment concernant le choix de l'avance et de la vitesse de coupe comme énoncé en section 1.4.4. Étant donné la difficulté d'accès à la zone de coupe en perçage et les nombreuses problématiques liées au procédé lui-même et au matériau, la modélisation du perçage du Ti-6Al-4V constitue donc une alternative pertinente en vue d'une optimisation. En raison de la quantité importante de données apportées par la modélisation numérique aussi bien spatialement que temporellement, l'intérêt est porté ici sur les stratégies utilisées pour ce type de modélisation dans le cas de procédés d'enlèvement de matière tels que la coupe élémentaire et le perçage.

Les diverses stratégies de modélisation regroupent principalement (i) celles basées sur la représentation de l'enlèvement de matière avec génération du copeau, (ii) les modélisations consistant en l'application d'un chargement (thermomécanique, thermique...) dû au passage de l'outil sans simulation de la formation du copeau, et pour finir, (iii) la combinaison de ces types de modélisations.

### 1.5.1 Enlèvement de matière avec génération du copeau

Bien que la modélisation de l'enlèvement de matière en perçage soit complexe, la plupart des auteurs qui s'intéressent à la modélisation du procédé de perçage privilégient cette stratégie. Dans la grande majorité des cas, il s'agit de modèles éléments finis, développées en formulation Lagrangienne<sup>3</sup> en trois dimensions, représentant à la fois la formation du copeau et l'outil assimilé à un corps rigide [Ji+2015 ; Jrad2007 ; Ma+2011 ; Nan+2016].

Ces modèles ont généralement pour optique de déterminer les efforts, les couples ou encore d'apprécier la qualité générale du trou percé. Lorsque les résultats de ces modèles sont confrontés à des données expérimentales, les prédictions numériques de ces modèles s'avèrent généralement satisfaisantes concernant les efforts [Giasin+2016 ; Isbilir+2011 ; Wu+2012] avec notamment des écarts entre 1% et 20% relevés par Giasin *et al.* et entre 3% et 25% au cours du perçage orbital de Ji *et al.* [Ji+2015]. Les autres paramètres sont souvent plus difficilement évaluables avec précision comme le soulignent Isbilir *et al.* concernant leurs travaux : sous-estimation des couples de 20% et surestimation entre 50% et 75% de la hauteur de la bavure. Nan *et al.* [Nan+2016] réalisent quant à eux une modélisation éléments finis (FEM) du perçage de trou de 3mm de diamètre dans un acier et obtiennent des écarts inférieurs à 33,1% pour les efforts et inférieurs à 23,3% pour les couples : ils présument alors que raffiner le maillage permettrait de réduire ces écarts. Jrad [Jrad2007] choisit de distinguer les phases de pénétration de l'outil dans le matériau à usiner et la phase de perçage et les traitent séparément. Il réalise les modèles sur deux types de logiciels de calculs (AdvantEdge et Deform3D) et confronte les résultats numériques obtenus. Au cours de la phase de pénétration de l'outil, la morphologie des copeaux obtenue par le biais de la modélisation sur AdvantEdge lui permet notamment de traduire correctement la morphologie observée expérimentalement.

Abdelhafeez *et al.* [Abdelhafeez+2016] emploient quant à eux, deux formulations différentes (CEL<sup>4</sup> et lagrangienne) pour simuler le perçage axial d'alliages d'aluminium et du Ti-6Al-4V en vue de les comparer. Grâce à leur modèle numérique en formulation CEL, les auteurs obtiennent également des valeurs d'effort axial et de couple cohérentes avec l'expérimental (entre 3 et 14% d'écarts) et estiment également de façon satisfaisante la hauteur de bavure en sortie. Ils s'intéressent aussi aux contraintes résiduelles que leur modèle est capable d'estimer sur les parois du trou. Néanmoins, la dépendance en température n'est pas étudiée dans ces travaux.

---

3. Voir section 3.1 pour davantage de précisions

4. Précisions données en section 3.1

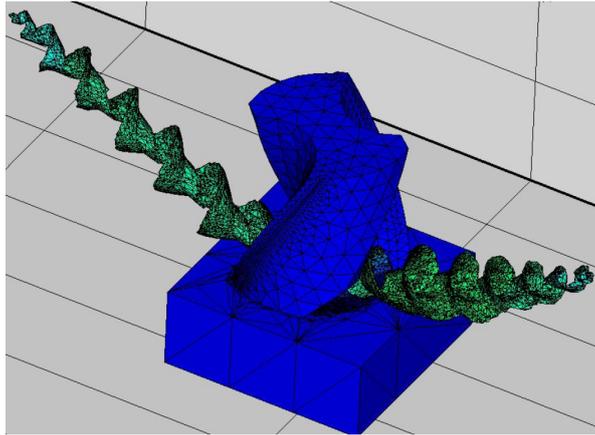


Figure 1.19 – Exemple de maillage utilisé pour le perçage sur AdventEdge par Jrad [Jrad2007]

Afin de simplifier la modélisation et dans l’optique de réduire les temps de calculs, certains auteurs choisissent de ne pas représenter le copeau formé [Fernandes+2018 ; Isbilir+2011] ou de réduire la zone étudiée par symétrie : c’est le cas notamment de Ma *et al.* [Ma+2011] qui choisissent de ne modéliser qu’une seule lèvre du foret en perçage.

Notons également la prise en considération de certains auteurs de l’impact de la microstructure sur l’opération de coupe orthogonale [Ayed2013 ; Simoneau+2007 ; Xie+2017]. Abouridouane *et al.* [Abouridouane+2013] réalisent une modélisation du micro-perçage de différents aciers en tenant compte aussi de la microstructure du matériau. Ce modèle, validé expérimentalement, permet d’apprécier la génération du copeau par remaillage et permet d’améliorer de plus de 60% les forces et couples obtenus par rapport au modèle isotrope.

En somme, ce type de modélisation est principalement utilisé pour évaluer les efforts et les couples, et cela sous des conditions de coupe stables (au moins d’un point de vue thermique). Enfin, les maillages de ces modèles, bien que plus raffinés qu’en section 1.5.2 ci-dessous, ne permettent généralement pas de décrire les phénomènes à une échelle plus locale, notamment à l’échelle du feston.

### 1.5.2 Application directe d’un chargement

Afin de s’affranchir de la formation complexe du copeau en perçage et des temps de calculs conséquents qui l’accompagnent, de nombreux auteurs optent pour une modélisation consistant en l’application d’un chargement thermique ou thermomécanique équivalent à celui généré par l’enlèvement de matière. Celui-ci est alors d’origine analytique ou expérimental, sans représentation de l’outil (ni du copeau). L’objectif y est différent : il ne s’agit pas de modéliser la coupe mais son impact sur la surface usinée.

En deux dimensions, ces modèles sont bien souvent axisymétriques [Biermann+2012 ; Bono+2002 ; Montoya+2014 ; Saunders2003] et suggèrent le passage de l’outil via l’application du chargement équivalent en supprimant progressivement les couches d’éléments [Biermann+2012 ; Bono+2002 ; Saunders2003] ou sans suppression d’élément en l’appliquant sur les parois déjà percées [Montoya+2014]. Ce chargement est le plus souvent de nature purement thermique [Biermann+2012 ; Bono+2002 ; Montoya+2014]. Ces études portant généralement sur les qualités géométriques et/ou métallurgiques du trou percé se focalisent naturellement sur les parois du trou et non sur le fond de celui-ci.

Dans le but de prédire le flux thermique entrant dans la pièce percée, Bono et Ni ont adopté une stratégie par discrétisation de l’arête de coupe du foret. Ils ont alors considéré que chaque portion élémentaire de l’outil travaille individuellement tel un outil en coupe élémentaire classique. À

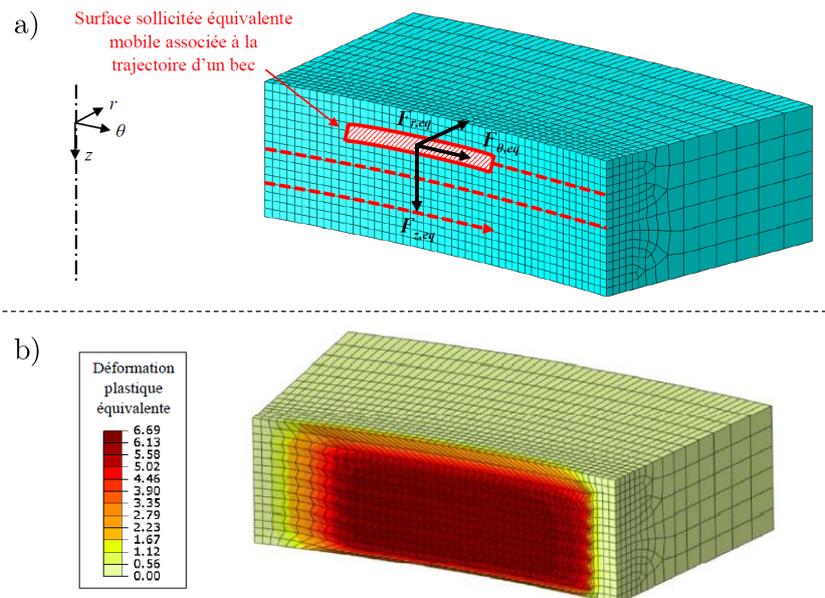


Figure 1.20 – Modélisation du procédé de perçage de l'alliage d'aluminium réalisée au cours des travaux de thèse de Lacombe [Lacombe2021] (a) maillage (b) déformation plastique équivalente

l'aide d'une analyse géométrique, les efforts axiaux et de coupe ont pu être calculés et le flux thermique surfacique identifié à partir de modèles analytiques issus de la littérature. Leurs résultats ont permis d'obtenir des valeurs de température satisfaisantes par rapport à celles relevées avec six thermocouples fixes équi-répartis autour de la paroi du trou percé (1.6, 3.2 ou 4.8mm de distance avec la paroi et 2.5 ou 5mm de profondeur). Bierman *et al.* ont évalué expérimentalement et numériquement la température de la pièce percée avec une lubrification MQL<sup>5</sup>. Ils ont alors constaté que ce type de lubrification provoque un second échauffement de la pièce en aluminium suivant le premier dû à la coupe. En effet, la lubrification MQL a pour rôle de refroidir, cependant le fluide de coupe plus froid est alors amené à se réchauffer et donc à chauffer les parois du trou percé. L'influence de l'action des listels sur les parois du trou percés (frottement) est pris en compte notamment par Montoya *et al.* qui dissocient deux origines au flux thermique affecté à leur empilement CFRP<sup>6</sup>/alliage d'aluminium : celui dû au frottement des listels et celui dû à la coupe en elle-même via l'arête de coupe. Ce chargement est alors identifié expérimentalement d'après des mesures de température. Saunders *et al.*, en revanche, choisissent d'implémenter un chargement thermomécanique à la pièce usinée en aluminium 2024-T3 en tenant compte de la position considérée sur l'arête de coupe : mécanismes dus à l'indentation de la pièce au centre du foret, à une coupe orthogonale sur l'âme du foret et à une coupe oblique en s'éloignant sur l'arête de coupe. L'intérêt ici est alors d'être capable d'évaluer la hauteur de la bavure en sortie en modélisant la charge purement mécanique par le biais d'une pression répartie.

Lorsque ces stratégies sont adoptées dans le cas de modélisations en trois dimensions, celles-ci ne gèrent pas la formation du copeau ni la géométrie et le mouvement de l'outil. Dans le cas du procédé de tournage, les travaux de Valiorgue *et al.* [Valiorgue+2010] ont permis par exemple de réaliser une modélisation 3D sans représentation de l'enlèvement de matière par le biais de l'application d'un chargement thermomécanique établi à partir de modèles de coupe ALE<sup>7</sup>. Comme dans le cas de modèles traduisant l'enlèvement de matière, certains auteurs simplifient le

5. Minimum Quantity Lubrification

6. Carbon Fiber Reinforced Polymer

7. Précisions données en section 3.1

problème étudié pour diminuer les temps de calculs et faciliter l'analyse. Lacombe [Lacombe2021] propose notamment une modélisation du procédé de perçage dans laquelle l'outil et la séparation de matière ne sont pas implémentés et où la pièce usinée est représentée déjà percée et réduite par symétrie à  $\frac{1}{24}$ <sup>e</sup> de la pièce totale (voir figure 1.20). Dans le but d'apprécier les contraintes résiduelles en bord de trou, un chargement mécanique mobile est alors appliqué à la pièce sur les parois du trou par le biais de sous-routines sur Abaqus.

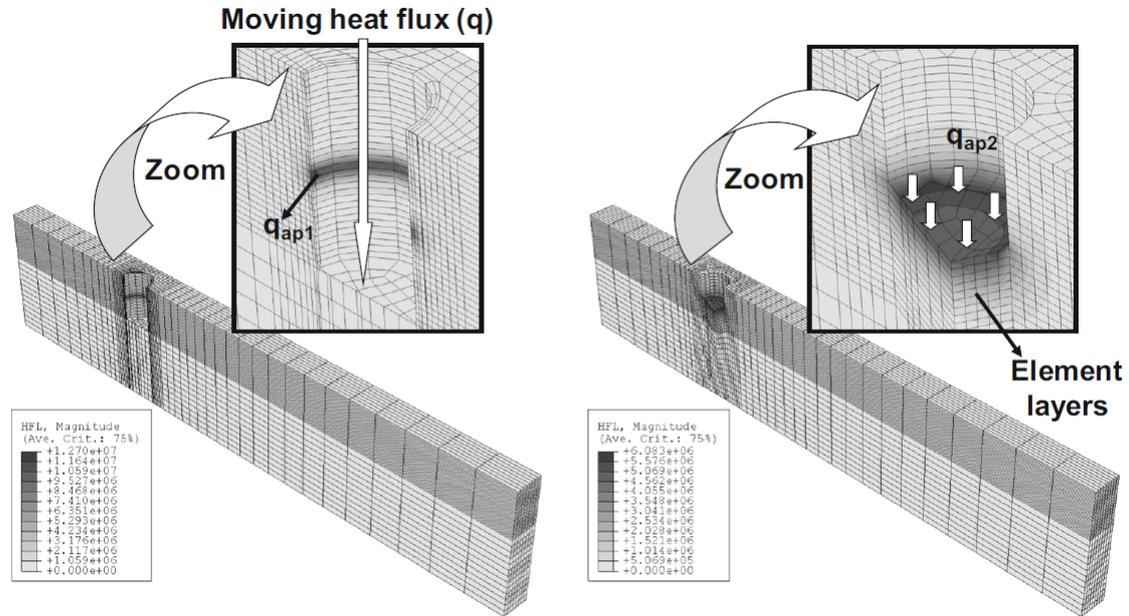


Figure 1.21 – Modèles développés par Segurajauregi et al. [Segurajauregi+2015] (a) sans suppression d'éléments (b) avec suppression d'éléments

Une démarche couramment privilégiée pour évaluer de façon pertinente le chargement équivalent est la méthode inverse [De Sousa+2012 ; Merzouki2018 ; Segurajauregi+2015]. De Sousa *et al.* emploient cette technique pour approcher le chargement expérimental à l'aide d'un modèle thermique de perçage d'un acier. Ce dernier gère la suppression d'élément et représente le perçage en bord de plaque. Les données expérimentales sont alors obtenues à l'aide de thermocouples placés dans la pièce usinée à différentes profondeurs et proches des parois du trou percé. Pour approcher le chargement par méthode inverse, Segurajauregi *et al.* confrontent tout d'abord l'utilisation de deux techniques d'évaluation de la température (thermocouples et thermographie infrarouge) lors du perçage d'un alliage d'aluminium sous lubrification MQL. La pièce a alors été peinte en noire dans le but de s'intéresser à une surface dont on connaît l'émissivité. Il en ressort que la thermographie infrarouge s'est avérée plus précise car plus à même de capter des changements de température aussi rapides que ceux observés au cours du procédé de perçage. Les auteurs réalisent alors deux modèles de perçage représentant la moitié du trou percé : l'un avec suppression d'éléments et l'autre représentant un demi trou déjà percé sur lequel le chargement est appliqué. Finalement, celui simulant la suppression d'élément a été sélectionné (malgré les temps de calcul plus élevés) car l'enlèvement de matière permet d'éliminer une partie de la chaleur générée et donc de se rapprocher davantage des résultats expérimentaux. Merzouki s'est quant à lui intéressé à l'identification du chargement thermomécanique équivalent induit par le resserrement du trou suite au perçage du Ti-6Al-4V sous assistance cryogénique. Il adopte pour cela une stratégie de découplage des chargements mécanique et thermique. Le chargement mécanique est déterminé à partir de la mesure des efforts et le chargement thermique est évalué par méthode inverse via des mesures de température par thermocouples. Le modèle thermique utilisé pour cette méthode inverse simule une trajectoire hélicoïdale de la source de chaleur sur les parois du trou percé sans suppression d'élément et représentation de l'outil.

Notons que l'emploi de méthodes inverses en thermique n'est pas nouveau et conduit à des difficultés numériques considérables. Le problème est réputé « mal posé » [Hadamard1923] et sa convergence dépend principalement de 3 conditions (i) la conduction s'effectue en régime établi, (ii) les conditions aux limites sont maîtrisées/connues et (iii) les mesures sont peu bruitées [Huang+1999]. Ces trois conditions sont malheureusement difficilement atteignables dans la plupart des applications en perçage (et plus généralement en usinage), ce qui limite l'emploi de cette approche.

Les phénomènes à l'échelle de la microstructure sont d'autre part considérés par certains auteurs. Valiorgue *et al.* tiennent compte notamment de la recristallisation dynamique de l'alliage 304L en tournage. Schulze *et al.* [Schulze+2013] proposent quant à eux une modélisation du procédé de perçage avec suppression d'éléments dans laquelle un chargement thermomécanique est déterminé expérimentalement et appliqué à la pièce. Ce modèle, prenant en considération les changements de phases au sein de la pièce usinée, a permis d'apprécier la formation de martensite à la surface du trou percé.

L'ensemble des approches précédemment citées offrent une facilité de modélisation considérable mais reposent sur la connaissance préalable du chargement thermique et/ou mécanique imposé. Puisque la difficulté inhérente à l'utilisation de méthodes inverses empêche une identification aisée de ce chargement par cette approche (application directe d'un chargement), il devient nécessaire de la compléter par une approche plus locale de la coupe. Ceci peut être fait par des hypothèses analytiques ou de manière dédiée, par des modèles et des expériences aux échelles plus fines. C'est ce travail que nous nous proposons de conduire dans ces travaux.

### 1.5.3 Application d'un chargement identifié via un modèle découplé

Dans la littérature, le chargement équivalent est déterminé par le biais d'un premier modèle découplé. Dans ses travaux de thèse, Girinon [Girinon2017] est parvenu à modéliser numériquement le procédé de perçage en associant les approches Lagrangienne, Eulérienne et ALE<sup>8</sup>. Pour cela, un premier modèle dit R-ALE (Rigid-ALE<sup>9</sup>) a été conçu afin d'obtenir le chargement thermique induit par le passage de l'outil. L'originalité de cette modélisation réside entre autres dans l'utilisation d'une approche ALE pour la pièce mais dont le maillage est rigide et se déplace sans se déformer entre chaque étape de calcul. La formulation utilisée pour l'outil est Lagrangienne et les zones percées et à percer ainsi que le copeau sont quant à eux en configuration Eulérienne. La géométrie du copeau est déterminée à partir d'essais de perçage interrompus (dispositif Quick Stop Test) puis cette géométrie est implémentée en tant que donnée d'entrée au modèle numérique R-ALE. Le trou est alors formé par déplacement et par l'activation/désactivation de certaines mailles à chaque étape. Grâce à ce modèle, la température au sein du couple outil/pièce au cours de l'opération de perçage pour une longueur percée significative (36mm) a pu être estimée. Afin d'évaluer les contraintes résiduelles en perçage, ce chargement thermique est ensuite appliqué au sein d'un modèle Lagrangien en rotation (voir figure 1.22).

Shen et Ding [Shen+2014a] modélisent le perçage d'un acier avec enlèvement de matière et formation du copeau. Une fois le régime stationnaire atteint par ce premier modèle 3D, ils exportent le chargement thermomécanique au sein d'un modèle 2D de coupe orthogonale. Ils supposent ainsi que les zones de coupe le long de l'arête de coupe correspondent à une multitude de configurations en coupe oblique. Finalement, l'analyse des résultats du second modèle a permis d'apprécier les modifications concernant la microstructure en sous-surface après le passage du foret en perçage.

---

8. Précisions données en section 3.1 pour ces trois approches

9. Arbitrary Lagrangian-Eulerian

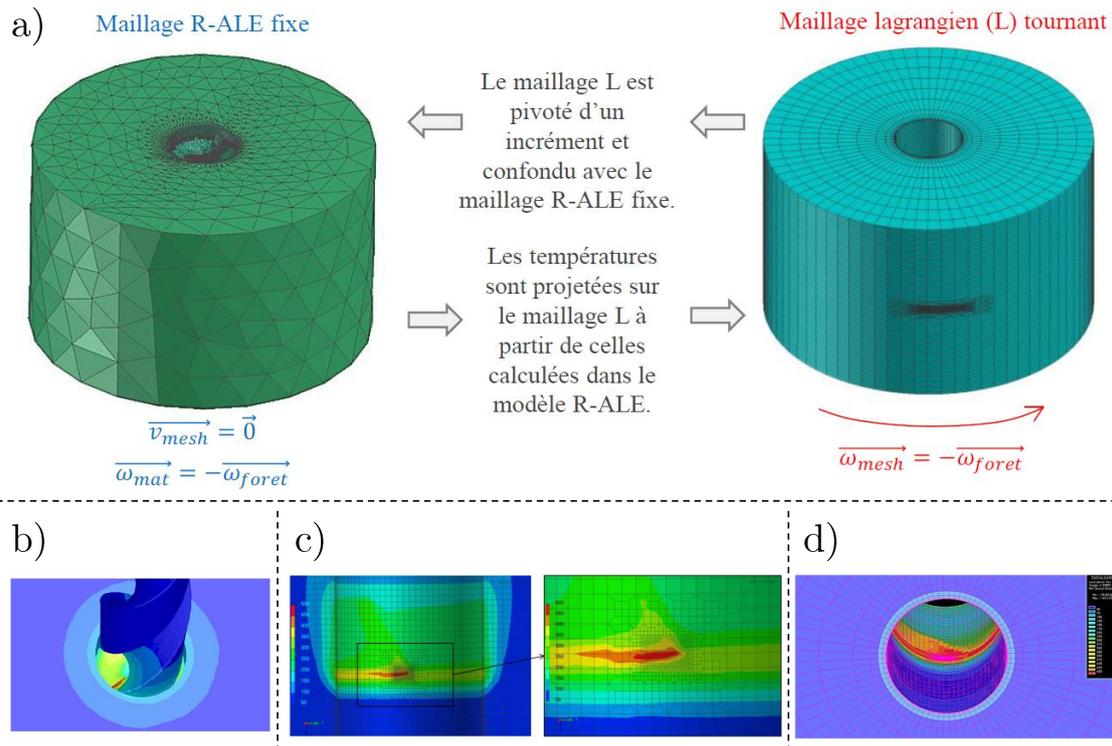


Figure 1.22 – Modélisation du procédé de perçage réalisée au cours des travaux de thèse de Girinon [Girinon2017] (a) maillage et stratégie (b) simulation du modèle R-ALE (c) application du chargement thermique au maillage Lagrangien (d) contraintes résiduelles en cours de calcul sur le maillage Lagrangien

Ces travaux très prometteurs, offrent une alternative aux problématiques d'identification des chargements évoquées dans la section précédente. Cependant, cette approche est purement numérique et ne présentent pas de voie de confrontation avec l'expérimental évidente (notamment à l'échelle locale). En effet, les problématiques d'accès à la zone de coupe par l'instrumentation demeurent (grandeurs thermiques et surtout mécaniques). L'enjeu devient donc de développer cette alternative de manière à la rendre compatible avec l'emploi de moyens de mesures in-situ (caméras rapides, thermiques, etc...).

## 1.6 Mesures et instrumentation en usinage

La section précédente a permis de dresser un état de l'art des différentes méthodes pour modéliser numériquement les procédés d'usinage et en particulier le procédé de perçage. L'un des intérêts de la modélisation numérique d'un procédé complexe tel que le perçage est qu'elle peut permettre d'obtenir des informations locales réputées difficiles d'accès expérimentalement du fait de l'aspect confiné de la zone de coupe. Cependant, les travaux de Zhu *et al.* [Zhu+2018] illustrent d'une part la forme hélicoïdale conique des copeaux de perçage à sec de Ti-6Al-4V et d'autre part la présence du phénomène de festonnement des copeaux de perçage à une échelle plus locale. Ces observations mettent en évidence la complexité des mécanismes de coupe en perçage et motivent la volonté d'une confrontation essais-calculs à une échelle plus locale. La modélisation numérique du perçage souhaitée dans ces travaux se veut robuste, autrement dit, elle doit reposer sur une confrontation essais-calculs pertinente et cela sans se limiter à une comparaison à une échelle macroscopique de paramètres tels que les efforts, la morphologie des copeaux ou encore une température moyennée du foret. La problématique ici est donc que la modélisation numérique est un moyen judicieux d'accéder à des données locales en perçage mais que ces résultats numériques

doivent tout de même être confrontés à des données expérimentales : le développement d'un ensemble expérimentation-instrumentation innovant en perçage devient alors nécessaire. Dans l'intention de répondre à ce besoin, les différents moyens de mesures globales mais aussi de mesures de champs utilisés dans la littérature sont parcourus dans cette présente partie.

### 1.6.1 Mesures globales et analyses macroscopiques

À l'échelle d'un procédé d'usinage, et en particulier celui du perçage, de nombreuses données expérimentales sont obtenues par le biais d'études post-mortem. Une inspection visuelle à l'oeil nu suffit alors pour qualifier l'état d'usure de l'outil [Cantero+2005], la qualité du trou percé [Batzer+1998] (bavure) et la morphologie des copeaux générés [Batzer+1998 ; Joy+2020] à l'échelle macroscopique. Batzer *et al.* étudient ainsi l'influence de divers paramètres tels que l'avance, la vitesse de coupe et la présence ou non de lubrifiant sur les morphologies de copeaux générés au cours du perçage d'un alliage d'aluminium coulé et constatent également un phénomène d'adhésion des copeaux à l'intérieur du trou percé. Cette analyse est souvent complétée en perçage par des contrôles métrologiques pour vérifier des critères tels que le diamètre et la cylindricité des trous percés. Cependant, de nombreux auteurs ne se limitent pas à ce genre d'études macroscopiques et utilisent la microscopie optique et/ou électronique par balayage (MEB) pour étudier la morphologie des copeaux en fraisage [Sun+2009] et en perçage [Akhavan Farid+2011b ; Cantero+2005 ; Hussein+2020] ou afin de s'intéresser à la microstructure de la surface usinée. Courbon *et al.* [Courbon+2014] utilisent également ces moyens (FESEM<sup>10</sup>, EBSD<sup>11</sup>) afin d'analyser la microstructure et la morphologie des copeaux au cours d'une opération de coupe orthogonale d'un acier AISI1045. Ils mettent ainsi en évidence un phénomène de recristallisation dynamique au sein du copeau formé, activé au cours du procédé de coupe. Ces moyens permettent à Cantero *et al.* [Cantero+2005] de montrer une perte progressive du revêtement de l'outil et une adhésion du matériau usiné sur la face de coupe ainsi que la diffusion de l'alliage usiné au sein de l'outil.

De plus, des auteurs s'intéressent à l'intégrité des surfaces générés en termes de contraintes résiduelles : la diffraction par rayons X (DRX) est ainsi régulièrement employée en usinage, notamment par Sun *et al.* [Sun+2009] pour une opération de fraisage. En perçage, l'aspect confiné du procédé impose le choix d'une autre méthode avec dégradation de la pièce. Girinon *et al.* [Girinon+2016] réalisent ainsi des analyses DRX sur les parois d'un trou percé en coupant les échantillons en quart de cylindres par électroérosion. Il est à noter que, dans ses travaux, l'effet de la découpe sur les contraintes résiduelles a été quantifié à l'aide de jauges de déformations. Nobre et Outeiro [Nobre+2015] proposent une méthode de quantification des contraintes résiduelles en évitant les traitements de détensionnement lors du procédé de perçage sur composites et sur l'alliage de titane Ti-6Al-4V. En effet, ces traitements ne permettent pas d'atteindre un état sans aucune contrainte résiduelle. Ils comparent ainsi les résultats obtenus à l'aide d'un modèle numérique dépourvus des mécanismes liés au perçage avec les résultats expérimentaux suite au perçage incrémental d'une pièce. Cette comparaison permet finalement de remonter aux déformations liées au perçage.

Également, du fait de leur simplicité, des tests de micro-dureté sont souvent effectués en usinage afin d'évaluer l'écrouissage du matériau lié aux déformations plastiques de la sous-surface [Brown+2019 ; Cantero+2005 ; Che-Haron2001 ; Ginting+2009 ; Shokrani+2016 ; Sun+2009 ; Yang+2018]. Les observations MEB associées aux tests de microdureté de Cantero *et al.* leur ont permis d'établir que la zone affectée par la plasticité au cours du perçage du Ti-6Al-4V subie une transformation de phase (beta vers alpha) et affiche une microdureté supérieure de 30% à celle d'origine. Au cours du fraisage du Ti-6Al-4V, Yang *et al.* et Sun *et al.* trouvent

---

10. Field Emission Scanning Electron Microscopy

11. Electron Back Scattered Diffraction

respectivement des taux de durcissement par écrouissage de la surface usinée entre 13.6% et 43.4% et de l'ordre de 68 – 80%. Les tests de micro dureté de Ginting *et al.* leur ont permis de relever une modification de la dureté sur une profondeur de  $350\mu\text{m}$  suite au fraisage d'un alliage de titane (vitesse de coupe comprise entre 100 et 150m/min, et avance entre 0.15 et 0.2mm/dent). Précisons que modifier les conditions de coupe (vitesse de coupe, avance, angle de coupe...) aurait un effet sur la profondeur affectée. D'autres auteurs comme Brynk [Brynk+2018] proposent une identification des contraintes résiduelles par corrélation d'images (DIC) appliquée sur les surfaces extérieures de trous percés.

D'autre part, les mesures d'efforts sont communément réalisés en perçage à l'aide d'un dynamomètre localisé sous la pièce à usiner ou sur la broche [Joy+2020; Lazoglu+2017; Samy+2017; Sato+2013; Xu+2020; Yang+2019]. Certains auteurs [Arif+2019; Poutord+2016] adoptent une approche globale-locale pour parvenir à évaluer les efforts sur l'arête de coupe au cours de l'état transitoire. Dans les travaux de Poutord *et al.* [Poutord+2016], deux méthodes de discrétisation d'arêtes sont comparées. La première consiste à discrétiser géométriquement l'arête de coupe : des essais de perçage de tubes et de pions avec des rayons intérieurs et extérieurs différents sont effectués et les efforts sont alors déterminés par des calculs de moyenne. Une variante dans laquelle le rayon extérieur est toujours identique mais où celui du pré-trou varie est également explicitée. Le principe de la seconde méthode repose sur la décomposition des efforts globaux mesurés lors de l'état transitoire des essais de perçage, autrement dit lors de la pénétration progressive de la pointe du foret dans le matériau (voir phase I figure 1.13). Poutord *et al.* [Poutord+2016] soulignent alors que la mise en place de la première méthode est bien moins aisée que la seconde car elle requiert un nombre conséquent d'échantillons et d'essais ; ce qui peut également conduire à une usure plus rapide du foret. Arif *et al.* [Arif+2019] présentent aussi dans leurs travaux une comparaison de ces deux méthodes : discrétisation physique de l'arête de coupe par perçage de différents pré-trous et décomposition numérique des efforts mesurés au cours de l'étape de pénétration du foret. Les auteurs soulignent alors la surestimation des efforts obtenus avec cette dernière par rapport à ceux obtenus en discrétisant physiquement l'arête : ils concluent donc sur la forte dépendance des efforts de coupe avec la géométrie le long de l'arête. Très souvent, les efforts et les couples sont les uniques paramètres sur lesquels les auteurs se basent pour confronter leurs modèles numériques [Giasin+2016; Isbilir+2011; Nan+2016; Wu+2012].

La température est également très fréquemment mesurée à l'aide de thermocouples au cours d'essais de perçage. Les thermocouples sont robustes et économiques [OSullivan+2001] et leur fonctionnement est régi par l'effet Seebeck [Uchida+2008] reposant sur la génération d'une tension aux extrémités du circuit ouvert formés par deux métaux différents, si il y a présence d'un gradient de température dans le circuit. Ils regroupent entre autres ceux dits « naturels » ou dynamiques, les thermocouples transverses et les thermocouples intégrés dans l'outil ou la pièce usinée [Goyal+2014; Nedic+2014]. Ce sont ces derniers qui sont le plus souvent rencontrés en usinage. Ils permettent de mesurer la température à un point donné de façon précise mais généralement il n'est pas évident de mesurer la température proche de la zone de coupe [Chen+2013; Da Silva+1999]. Certains auteurs choisissent de les insérer dans le foret, dans les trous dédiés à la lubrification [Lazoglu+2017; Le Coz+2012; Xu+2020]. Le thermocouple est positionné proche du bec du foret sur la face de coupe dans les travaux de Le Coz *et al.* [Le Coz+2012] et les têtes sont inclinées en différentes positions de l'arête de coupe pour Lazoglu *et al.* [Lazoglu+2017], plus précisément, à une distance de 0.4mm de l'arête de coupe au niveau du rayon moyen du foret et de son bec. Ils sont, en outre, régulièrement placés au sein de la pièce usinée, proches des parois du trou en différentes profondeurs [Díaz-Álvarez+2015; Girinon2017; Han+2017; Merzouki2018; Samy+2017; Zeilmann+2006]. Il existe aussi une variante des thermocouples dits unifilaires pour la mesure locale de hautes températures mais ceux-ci imposent une division de la pièce usinée [Chen+2013; Longbottom+2005] et ne peuvent donc pas être utilisés à l'échelle industrielle. Ce

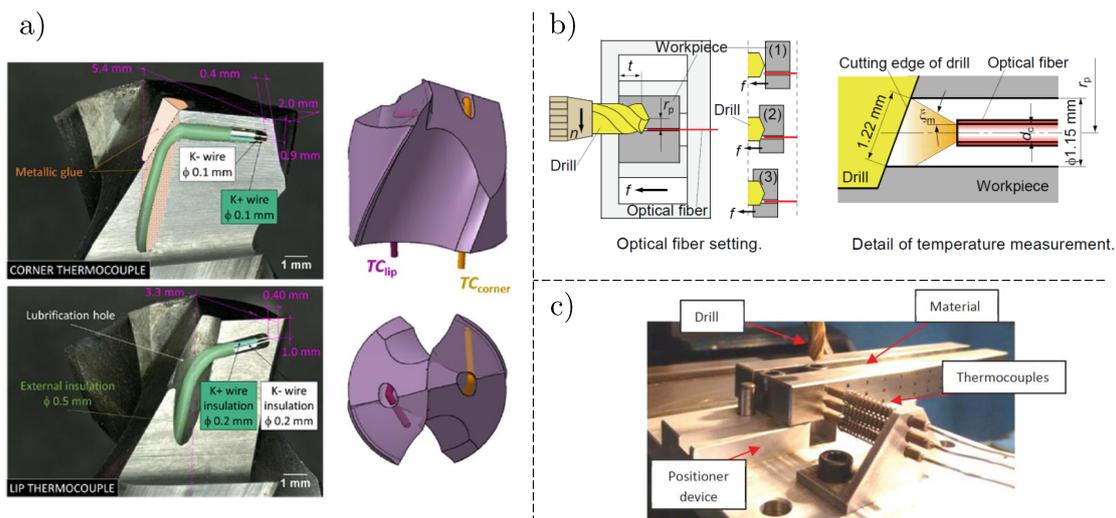


Figure 1.23 – Instrumentation de l'évaluation de la température (a) à l'aide de thermocouples insérés dans les trous de lubrification en perçage [Lazoglu+2017] (b) par le biais d'un pyromètre dont la fibre optique est placée dans la pièce usinée proche de la zone de coupe [Ueda+2007] (c) en insérant des thermocouples dans la pièce percée en différentes profondeurs [Díaz-Álvarez+2015]

type d'instrumentation est donc très intrusif et l'air s'introduisant dans les trous où se logent les thermocouples peut perturber la distribution de la température [Longbottom+2005].

Enfin, la technologie de la thermographie infrarouge est aussi couramment employée pour la mesure ponctuelle de température en perçage. Celle-ci se fait par le biais de pyromètre infrarouge dont l'emploi repose en général sur l'utilisation de fibres optiques (pyrométrie déportée). Comme c'est le cas pour les thermocouples, les trous de lubrification du foret sont souvent aussi utilisés pour permettre un point de mesure au plus proche de la zone de coupe [Sato+2013]. D'autres auteurs choisissent de placer la fibre optique au sein de la pièce percée dans l'axe de l'outil pour évaluer la température sous l'arête de coupe [Benoit+2012; Ueda+2007]. En général, cela implique un mouvement synchronisé de la fibre optique et de l'outil afin de conserver une distance constante entre les deux pour éviter d'endommager la fibre. Par ailleurs, la distance constante est imposée par l'ouverture numérique fixe de la fibre. Taskesen *et al.* [Taskesen+2015] choisissent également un pyromètre optique synchronisé dont le rayon laser traverse un trou fin lui permettant d'évaluer la température sous l'arête de coupe. Schulze *et al.* [Schulze+2013] quant à eux, placent la fibre optique au sein de la pièce percée parallèlement au mouvement axial de l'outil, proche des parois du trou.

Cependant, le principal inconvénient de ces moyens de mesure de température est qu'ils sont très intrusifs et fournissent uniquement des valeurs ponctuelles et/ou moyennées de la température et donc sans appréciation de la distribution surfacique. Enfin, les peintures thermochromes permettent d'estimer la température en diverses positions mais celles-ci fournissent des valeurs peu précises [Anukhin+2018; Da Silva+1999; Goyal+2014] et dans le cas du perçage, elles ne sont pas envisagées étant donné leurs faibles durées de vie au cours du procédé.

En conclusion, les mesures macroscopiques/post-mortem de grandeurs mécaniques sont nécessaires mais pas suffisantes. Elles sont généralement « faciles » à mettre en œuvre (efforts) mais n'offrent aucune information sur les phénomènes locaux ou couplés (ex : vitesses de déformations, génération de chaleur par frottement/plasticité...etc). D'un point de vue thermique, la nature intrusive des mesures macroscopiques (thermocouple ou pyromètre déporté) conduit à leur préférer, lorsque c'est possible, d'autres approches notamment de champs.

## 1.6.2 Mesures de champs cinématiques

Les jauges de déformations permettent de mesurer ponctuellement des déformations dans une direction tandis que les méthodes de mesures de champs cinématiques fournissent une cartographie de valeurs sur une zone plus vaste. Ces dernières regroupent essentiellement des méthodes optiques qui sont donc des techniques sans contact permettant de remonter aux champs de déplacements et/ou de vitesses ou encore de contraintes sans altérer la pièce étudiée. À l'inverse des études uniquement post-mortem souvent destructives, l'utilisation de ces méthodes pour des mesures in-situ est envisageable.

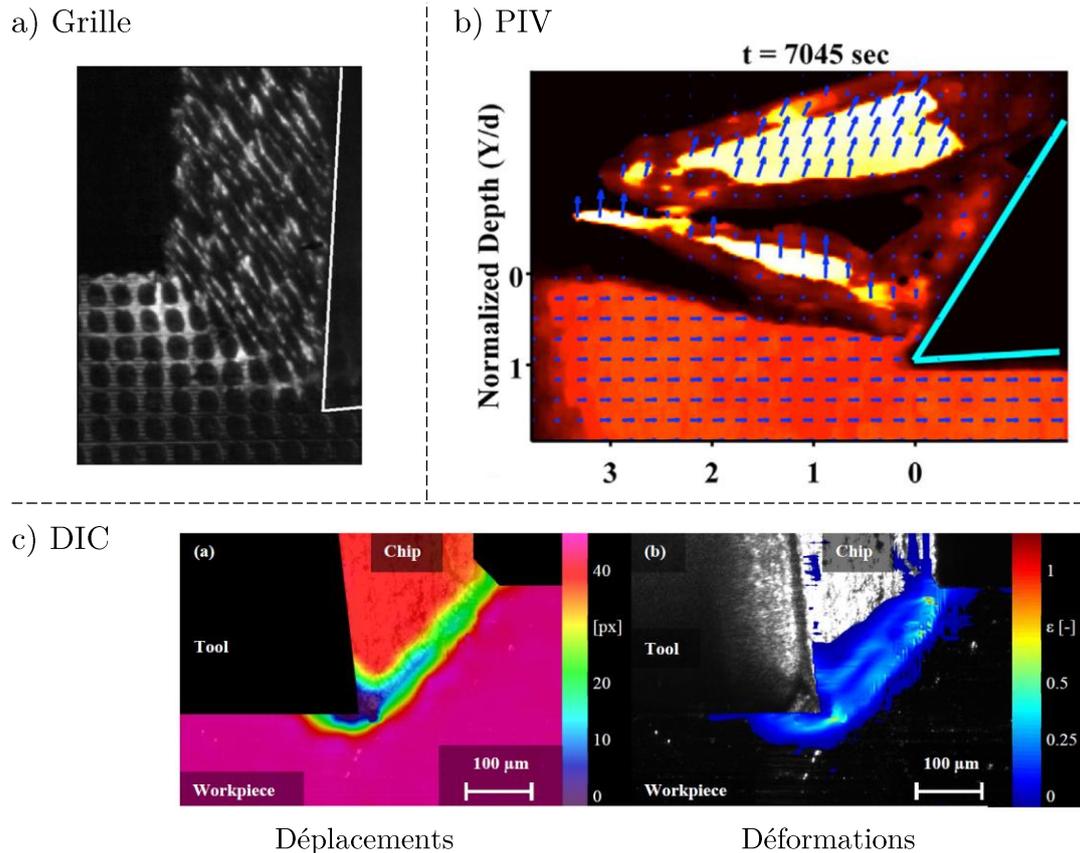


Figure 1.24 – (a) Image obtenue au cours de la coupe d'un acier sur lequel une grille a été appliquée - 150m/min - 0.3mm [Pujana+2008] (b) Champ de vitesse obtenu par PIV lors de la coupe d'un matériau fragile [Yadav+2018] (c) Champs de déplacements (gauche) et de déformations (droite) obtenus par DIC lors de la coupe de l'acier AISI4140 [Meurer+2020]

Dans la littérature, les champs de déformations à l'échelle locale en usinage sont régulièrement évalués en appliquant des marqueurs sur la zone d'intérêt [Bailey+1976 ; Ghadbeigi+2008 ; Pujana+2008 ; Sela+2020 ; Sela+2021]. Cette technique est notamment employée par Ghadbeigi *et al.* pour l'étude des champs de déformation induits dans la zone de cisaillement primaire au cours du procédé de coupe orthogonale d'un alliage d'aluminium. Afin de limiter les déformations hors plan sur cette surface « grillagée », une micro-grille (pas de grille de  $3.5\mu\text{m}$ ) a été appliquée sur l'échantillon fixé contre un autre. En séparant ces échantillons suite à un essai de coupe interrompu pour une vitesse de coupe de 2.4m/min et une avance de  $500\mu\text{m}$ , la grille déformée peut alors être comparée à la grille initiale au microscope électronique à balayage (MEB). Plus récemment, Sela *et al.* [Sela+2020] appliquent également une grille sur leur échantillon (pas de grille horizontal de 0.04mm et vertical de 0.06mm). Ils s'intéressent alors en particulier non pas aux déformations au sein du copeau mais au niveau de la bande de cisaillement tertiaire

après le passage de l'outil. Ces travaux portant sur la mesure de déformations au cours de la coupe du Ti-6Al-4V par la méthode des grilles est poursuivi par Sela *et al.* [Sela+2021]. Une grille de pas  $30\mu m$  est appliquée de chaque côté de l'échantillon : une des surfaces se retrouve alors fixée et mise en contact contre un autre échantillon tandis que l'autre surface est « libre » de toute contrainte. Cette technique a alors permis aux auteurs de constater des déformations hors plan de l'ordre de  $5\mu m$  dans le cas de l'échantillon contraint contre  $20\mu m$  pour l'autre. Au cours de ces essais de coupe, les images ont été obtenues à l'aide d'une caméra rapide Photron Fastcam APX- RS 250 K pour des vitesses de coupe entre 2.5 et 7.5m/min. Les champs de déformations sont également étudiés par Pujana *et al.* au cours de l'opération de tournage d'un acier en observant les déformations d'une grille (pas de grille de  $65\mu m$ ) à l'aide d'une caméra rapide Photron Ultima APX-RS. Cette caméra rapide (sur laquelle une lentille de grossissement x12 est placée), associée à un éclairage par le biais d'une lampe aux halogénures métalliques, leur permet alors d'obtenir des images in-situ pour des fréquences de 22.5 et 25Hz avec un temps d'intégration de  $1\mu s$  pour des vitesses de coupe allant jusqu'à 300m/min.

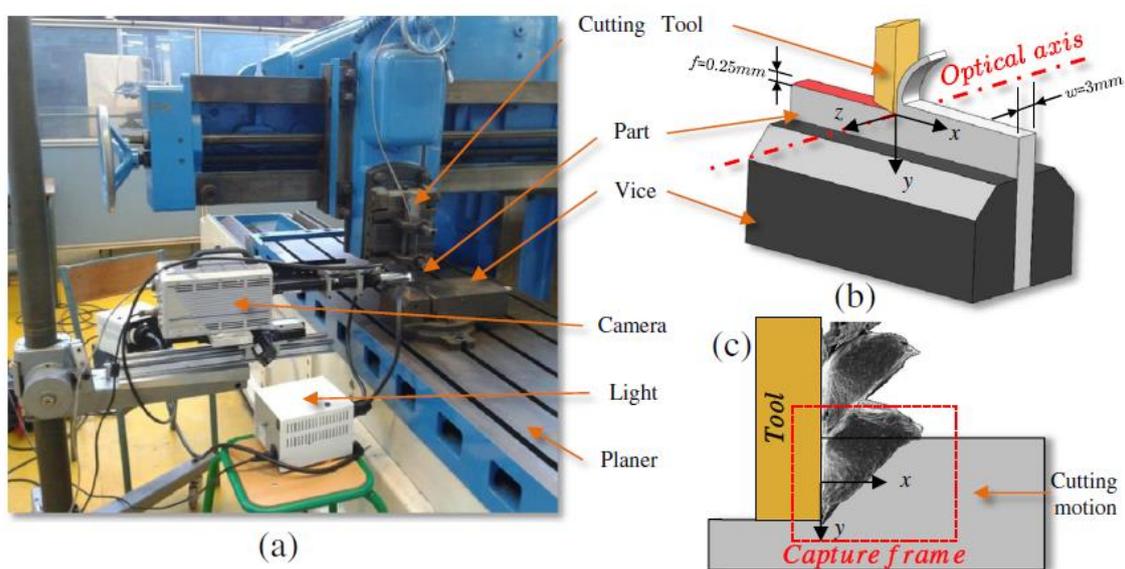


Figure 1.25 – (a) Dispositif expérimental, (b) configuration adoptée et (c) zone observée par [Pottier+2014]

Comme Pujana *et al.*, de nombreux autres auteurs utilisent les caméras rapides dans le but de déterminer les champs cinématiques en usinage par traitement d'images. Par exemple, certains auteurs [Gnanamanickam+2009 ; Guo+2015 ; Lee+2006 ; Sevier+2006 ; Yadav+2018 ; Yeung+2016] utilisent la vélocimétrie par image de particules (PIV). Elle permet de déterminer un champ de vecteurs vitesses dans un plan d'écoulement dans lequel sont répartis des particules. La mesure de « l'écoulement » de matière par cette approche permet donc de mesurer les vitesses de déformation. Lee *et al.* choisissent une caméra rapide CCD sur laquelle est monté un objectif x200 leur permettant d'obtenir une résolution d'image de  $3.3\mu m/pixel$  ; une fréquence de 250 fps et un temps d'intégration de 4ms sont sélectionnés. Les auteurs réalisent alors un polissage grossier sur leurs échantillons afin de générer suffisamment d'aspérités permettant ainsi l'application de la méthode PIV au cours de l'opération de coupe. Ces travaux sont poursuivis par Gnanamanickam *et al.* qui emploient également une caméra rapide CCD avec une fréquence de 250fps mais avec un objectif de x3. À l'aide d'une méthode hybride PIV/PTV, ils identifient les champs de vitesse et de déplacement au cours de la coupe. Yadav *et al.*, quant à eux, s'intéressent à la détermination des champs de vitesse au cours de la coupe d'un matériau fragile à l'aide d'une caméra rapide (PCO1200HS) et d'un objectif Olympus SZX7 permettant une résolution d'image de  $10\mu m/pixel$ . D'autre part, Yeung *et al.* et Guo *et al.* parviennent

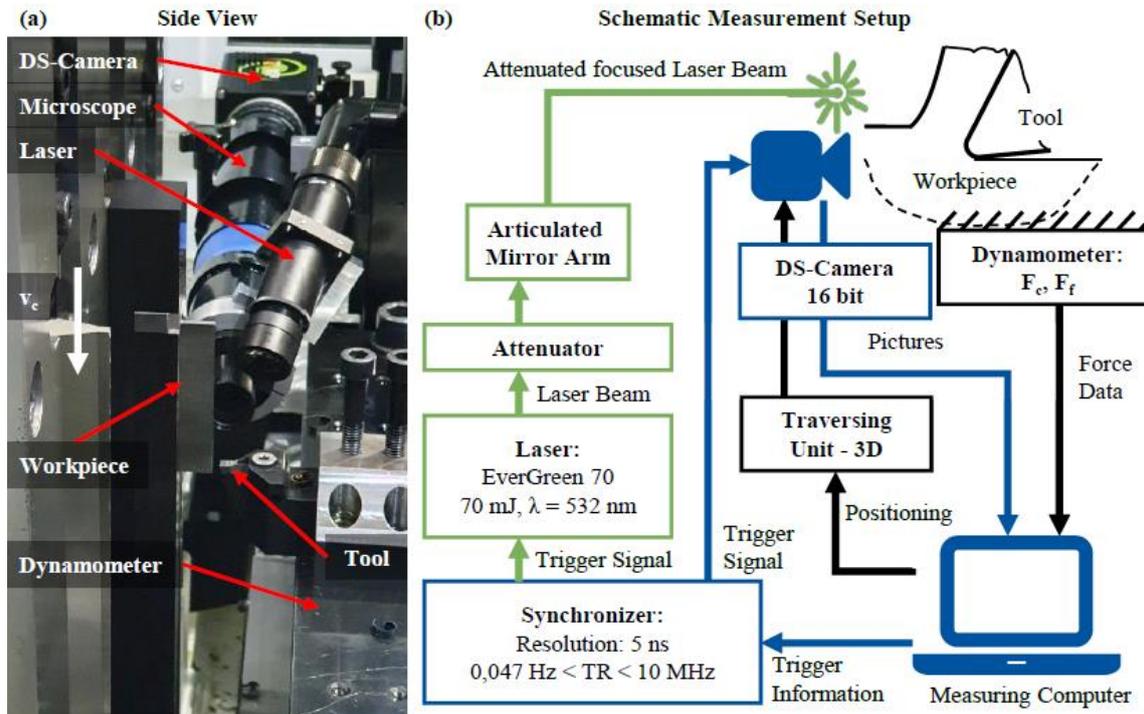


Figure 1.26 – (a) Dispositif expérimental et (b) schématisation des instrumentations nécessaires aux mesures de Meurer et al. [Meurer+2020]

à déterminer les champs de déformation par PIV respectivement au cours de la coupe avec modulation basse fréquence de l'avance et au cours de la coupe de laiton pour un angle de coupe positif et négatif. La méthode PIV n'est cependant pas la plus évidente lorsque l'objectif est de remonter aux mesures de déformations, puisqu'elle nécessite une intégration sur le temps et donc l'hypothèse d'une vitesse constante entre deux images (ce qui implique l'emploi de fréquences d'acquisition importantes et une coupe stable). Malgré les travaux de Guo *et al.* qui ont notamment permis de déterminer des champs de déformation au cours de la formation de copeaux festonnés et discontinus, cette méthode demeure encore aujourd'hui difficilement applicable aux conditions de coupe discontinues. Cette constatation est d'autant plus vraie à l'échelle de procédés complexes tel que le perçage. En somme, la majorité des travaux basés sur la PIV en usinage se concentrent autour de l'étude de l'opération de coupe élémentaire lorsque les vitesses de coupe et les géométries étudiées ne sont pas des paramètres limitants.

C'est pourquoi la méthode de corrélation d'images (DIC) est largement répandue en usinage ([Agarwal+2015 ; Baizeau+2017 ; Calamaz+2012 ; Meurer+2020 ; Pottier+2014 ; Thimm+2019 ; Zhang+2018a]). Son principe repose sur la comparaison d'images de la zone déformée 2 à 2 par rapport à une image initiale de référence ou entre deux images successives. Un motif aléatoire doit être appliqué sur la zone d'intérêt du matériau afin de pouvoir suivre les déformations de ce motif au cours de l'usinage de la pièce. Agarwal *et al.* [Agarwal+2015] apposent ainsi un mouchetis sur leur échantillon de composite CFRP afin d'étudier les déformations en sous-surface après le passage de l'outil. Pottier *et al.* font le choix d'utiliser la microstructure du matériau révélée par attaque chimique en tant que motif nécessaire à l'application de la corrélation d'images. Ils obtiennent ainsi les champs de déformations au niveau de la zone de coupe au cours de la coupe orthogonale du Ti-6Al-4V pour une avance de  $250\mu\text{m}$  et une vitesse de coupe de  $6\text{m}/\text{min}$ . Pour se faire, ils choisissent d'utiliser une caméra rapide avec un objectif x35 et un temps d'intégration de  $6.6\mu\text{s}$  ce qui leur permet d'obtenir des images  $0.65 \times 0.6\text{mm}^2$  avec une résolution de  $1.65\mu\text{m}/\text{pix}$ . Notons que Pottier *et al.* [Pottier+2014] relèvent la difficulté que constitue l'éclairage de la zone d'intérêt en imagerie haute vitesse, d'autant plus dans le cas d'observations à l'échelle

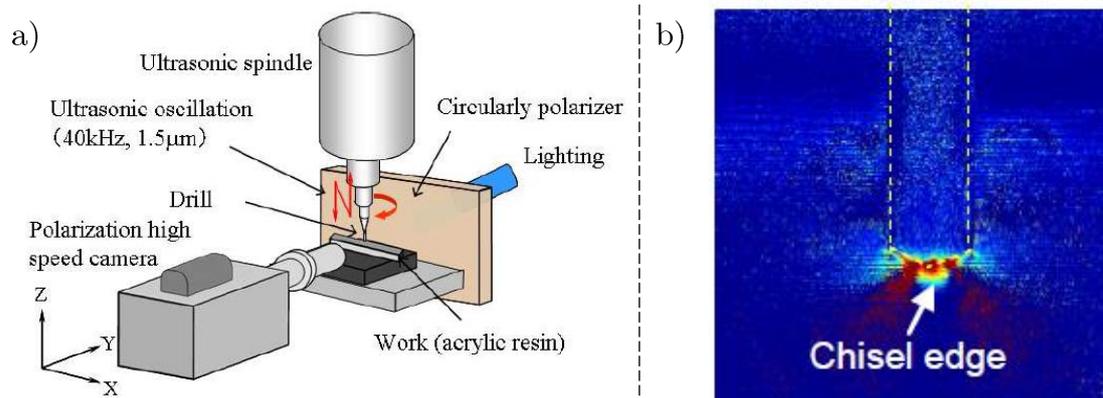


Figure 1.27 – (a) Dispositif expérimental et (b) exemple d'image photoélastique des champs de contraintes obtenus en perçage conventionnel avec lubrification par Isobe et al. [Isobe+2012]

microscopique (risque de sous exposition ou au contraire de surexposition). Pour pouvoir obtenir un faible temps d'intégration de  $6.6\mu s$ , la scène est éclairée par une source halogène de 200W et un guide de lumière dont l'extrémité est placée à 5mm de la zone d'intérêt avec un angle d'incidence de  $30^\circ$ . Meurer *et al.* [Meurer+2020] choisissent quant à eux d'utiliser un système optique à double obturateur constitué d'une caméra CMOS, d'un objectif longue distance, d'une unité permettant de piloter le positionnement de la caméra, d'un éclairage laser et d'un boîtier permettant de synchroniser l'éclairage et la prise d'images de la caméra. L'éclairage laser choisi, dont la durée d'impulsion est inférieure à  $10ns$ , a été atténué puis redirigé sur la zone de coupe à l'aide d'un bras articulé au sein duquel un miroir a été placé. Ce système, ainsi que le temps d'intégration de  $20\mu s$  choisi, ont permis aux auteurs d'obtenir des images exploitables par DIC pour une vitesse de coupe de 50m/min et une avance de 0.2mm. Baizeau *et al.* [Baizeau+2017] se sont intéressés à la mesure de champs cinématiques lors de la coupe élémentaire. Dans leurs travaux, c'est l'outil qui est mobile et la pièce fixe et l'intérêt n'est alors pas porté sur les zones de cisaillement I et II mais sur la zone III. Par ailleurs, ils choisissent d'utiliser un laser puissant et une caméra avec une fréquence d'acquisition très élevée (inter-frame de  $120ns$ ). Enfin, une attention particulière a été portée sur la préparation de l'échantillon à usiner (polissage, attaque, sablage...). Relevons également les travaux de thèse de Yegneswaran ([Yegneswaran2001]) dans lesquels la corrélation d'images est adoptée dans l'optique de déterminer l'angle d'écoulement des copeaux dans le cas de la coupe oblique.

En définitif, le post-traitement par corrélation d'images est donc largement employé dans le cas particulier de la coupe orthogonale constituant une simplification de l'opération de tournage.

Ainsi, la grande majorité des travaux sur la mesure de déformations en usinage se focalisent sur l'opération de coupe orthogonale à une échelle relativement faible. En effet, la surface couverte par l'image dans son ensemble (ZOI) est généralement de l'ordre d' $1mm^2$  ce qui suppose un choix pertinent du temps d'intégration et de la fréquence d'acquisition (paramètres tributaires des vitesses de coupe étudiées) au risque de s'exposer au phénomène de flou cinétique ou à l'obtention d'images trop sombres (et donc difficilement exploitables). Cette difficulté quant à la sélection de ces paramètres a été souligné par plusieurs auteurs [Gnanamanickam+2009; Harzallah2018; Pottier+2014; Pujana+2008]. Ce dernier point fera donc l'objet d'une attention particulière au chapitre 2.

Cependant, très peu de travaux dans la littérature utilisent la corrélation d'images et plus largement l'ensemble des méthodes de post traitement citées ici pour l'identification de champs cinématiques dans le cas de procédés d'usinage complexes comme le perçage. En effet, conserver de telles résolutions en perçage à une échelle aussi locale que celles étudiées jusqu'ici ajouterait

des difficultés supplémentaires. Tout d’abord, la zone de coupe en perçage est confinée et donc peu accessible. Le chemin optique peut être fortement perturbé par le passage répété du copeau devant l’objectif (un système optique tournant semble à ce jour inenvisageable). Une instrumentation innovante devrait donc être développée dans un premier temps. Néanmoins, en outrepassant la problématique de l’accès à la zone de coupe par le biais d’une instrumentation novatrice, il demeure les difficultés évoquées précédemment concernant l’éclairage. De plus, la stabilité du dispositif expérimental risque d’être fortement malmenée en perçage et de limiter la netteté des images. Ainsi, les mesures de champs cinématiques dans le cas du perçage semblent plus accessibles dans un premier temps à des échelles moins résolues que celles pratiquées notamment en coupe orthogonale.

Notons tout de même les travaux de Isobe *et al.* [Isobe+2012] qui déterminent par photoélasticimétrie les champs de contraintes au sein du matériau sollicité au cours du procédé de perçage. Ils se basent alors sur la biréfringence de ce dernier qui est une résine acrylique transparente. Les tests sont réalisés au cours d’essais de perçage conventionnel et vibratoire assisté par ultrasons avec et sans lubrification. Pour se faire, les auteurs utilisent une caméra rapide à polarisation développée dans de précédents travaux et capable d’enregistrer et d’analyser des phénomènes dynamiques dont la polarisation varie constamment. L’évaluation des contraintes se fait alors par le biais d’une calibration préalable des champs observés par photoélasticimétrie avec des champs de contraintes numériques (FEM).

### 1.6.3 Mesures de champs thermiques

Comme cela a été explicité précédemment à la section 1.6.1, il est de plus en plus courant d’utiliser la thermographie infrarouge pour évaluer la température en usinage. Cependant, les pyromètres-fibrés sont souvent placés de façon intrusive dans l’outil ou la pièce et cela peut perturber la conduction de la chaleur dans le matériau. Contrairement à ce genre d’instrumentations, les caméras infrarouges fournissent des champs de température in-situ sans endommager ni l’outil ni la pièce usinée. C’est pourquoi leur utilisation se retrouve dans de nombreux travaux notamment dans le but de déterminer les champs de température en coupe orthogonale [Arrazola+2015 ; Artozoul+2014 ; Harzallah+2018 ; Heigel+2017 ; Saez-de-Buruaga+2018 ; Soler+2018 ; Tu+2019 ; Valiorgue+2013a].

Davies *et al.* [Davies+2005] se sont intéressés à la mesure de champs de température au niveau de la zone de coupe au cours de l’usinage d’un acier AISI 1045 pour des vitesses de coupe jusqu’à 605m/min et une avance comprise entre 48 et 133 $\mu$ m. Pour se faire, ils ont développé un « microscope thermique » constitué d’une caméra infrarouge Indigo System, d’un tube de microscope modifié et d’un objectif x15 fixé sur le tube du microscope. Le montage développé par Heigel *et al.* [Heigel+2017] leur permet d’évaluer les champs de température sur la face de coupe de l’outil lors de la coupe d’un disque. Ils choisissent d’utiliser alors un outil transparent derrière lequel un miroir est positionné afin d’offrir un chemin optique vers la caméra infrarouge (voir figure 1.29). Soler *et al.* [Soler+2018] proposent un montage de type tournage dans lequel le cylindre usiné possède des encoches, et portent leur attention sur les champs thermiques de la zone de coupe vue de face (voir figure 1.28). L’intérêt d’un tel montage est qu’il permet aux auteurs (i) de mesurer les champs thermiques face à la zone de coupe donc face au copeau lors de la coupe du cylindre et, (ii) de parvenir à mesurer des champs thermiques sur l’outil à l’instant même où le copeau est éjecté (l’outil atteint l’encoche). Ces essais sont réalisés pour des vitesses de coupe allant jusqu’à 250m/min et un temps d’intégration de 200 $\mu$ s<sup>12</sup> sur un acier AISI 4140 avec une caméra FLIR Titanium 550M équipée d’un objectif autorisant une résolution spatiale de 10 $\mu$ m/pixel. Pour calibrer leur caméra, les auteurs ont placé leur caméra devant un boîtier

12. Un tel rapport  $V_c$  sur  $t_i$  conduit inévitablement à du flou cinétique puisqu’en 200 $\mu$ s un objet allant à 250m/min se déplace de 0.83mm soit environ 83pixels avec cette résolution.

sous argon dans lequel est placé un outil chauffé par induction. Sa température est alors mesurée à l'aide d'un thermocouple. Ces travaux ont ensuite été poursuivis par Saez de Buraga *et al.* [Saez-de-Buruaga+2018] pour la mesure de champs de température sur la face latérale de la zone de coupe au cours de l'usinage de différents aciers.

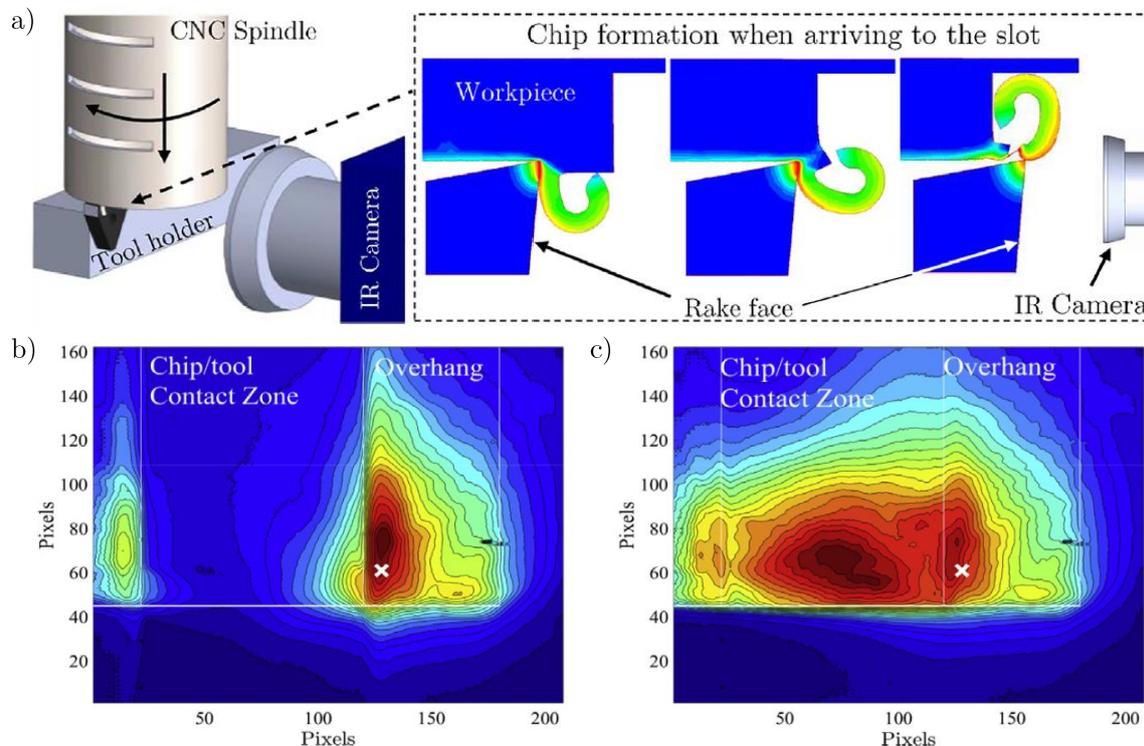


Figure 1.28 – (a) Dispositif expérimental utilisé par Soler *et al.* [Soler+2018] (b) Exemple de champ thermique obtenu lors de la coupe de l'acier AISI4140 (c) lors de l'éjection du copeau

Les problématiques citées précédemment relatives à l'acquisition d'images de qualité à l'échelle locale se retrouvent donc également ici notamment concernant le choix du temps d'intégration et de la fréquence d'acquisition. D'autre part, une caméra qu'elle soit rapide ou infrarouge, fournit des informations uniquement sur les surfaces exposées [Da Silva+1999]. Les surfaces principalement accessibles sont alors les extrémités de la pièce [Chen+2013] et la mesure peut s'avérer compliquée lors de projections de copeaux et surtout en présence de lubrifiant [Longbottom+2005]. Bien que l'utilisation des caméras infrarouges autorise des géométries complexes d'outils coupants et d'instrumentations [Anukhin+2018], un chemin optique est nécessaire entre la zone d'intérêt et l'objectif. Certains montages comme celui de Heigel *et al.* [Heigel+2017] ou Soler [Soler+2018] permettent de contourner ces difficultés dans le cas de la coupe élémentaire. Cependant, comme souligné en section 1.6.2, le développement d'une telle instrumentation dans le cas du procédé de perçage constitue une véritable difficulté. Abdulateef *et al.* [Abdulateef+2015] s'attachent à mesurer la température de l'outil à l'aide d'une caméra infrarouge dans le cas d'une opération de coupe oblique d'un alliage d'aluminium dans le but de valider un modèle éléments finis. Néanmoins, cette mesure est réalisée à une distance trop importante pour pouvoir apprécier avec une résolution suffisante les phénomènes thermiques au niveau de la zone de coupe. Dans la littérature, les zones d'observation sont de l'ordre de  $10\text{mm}^2$  ([Artozoul+2014; Valiorgue+2013b]) pour une résolution de  $15\mu\text{m}/\text{pixel}$  pour Artozoul *et al.*, voire flous et trop lointains [Tu+2019]. Artozoul *et al.* placent alors la caméra infrarouge à une distance relativement faible de 30mm de la zone cible au sein d'un boîtier afin d'éviter d'endommager la caméra (voir figure 1.29). Notons que dans les cas les plus résolus et précis, les

auteurs parviennent à réduire la surface de la fenêtre d'observation (ZOI) à  $2\text{mm}^2$  ([Heigel+2017; Soler+2018]) pour des résolutions respectivement de  $1\mu\text{m} \times 60\text{nm}$  et  $10\mu\text{m}^2$ .

S'ajoutent à ces problématiques, les difficultés inhérentes aux méthodes basées sur le rayonnement. Outre le choix peu évident de la caméra infrarouge et de sa bande spectrale, son utilisation suppose une calibration avant tout post-traitement des images obtenues. En effet, les champs obtenus ne traduisent non pas des champs de température mais des niveaux numériques qu'il convient de retranscrire en température. Une part non négligeable des auteurs choisissent une calibration dite par corps noir [Heigel+2017; Valiorgue+2013b] tandis que d'autres privilégient des méthodes différentes dont certaines sont présentées ci-dessus [Davies+2005; Soler+2018]. D'autre part, selon les gammes de températures visées, de nombreux auteurs choisissent de filtrer le flux incident [Artozoul+2014; Davies+2005; Heigel+2017; Valiorgue+2013b]. Finalement, pour calibrer correctement une caméra thermique, l'émissivité du matériau doit être connue sur toute la fenêtre d'observation ce qui constitue un réel enjeu. Au delà d'être propre à chaque matériau, cette valeur dépend de la température, de l'état de surface, de la couleur et des oxydes déposées sur la surface. C'est pourquoi, sa valeur est régulièrement négligée [Artozoul+2014; Heigel+2017] ou supposée constante [Arrazola+2015]. L'ensemble de ces calibrations et paramètres ont donc été traités avec attention au chapitre 2.

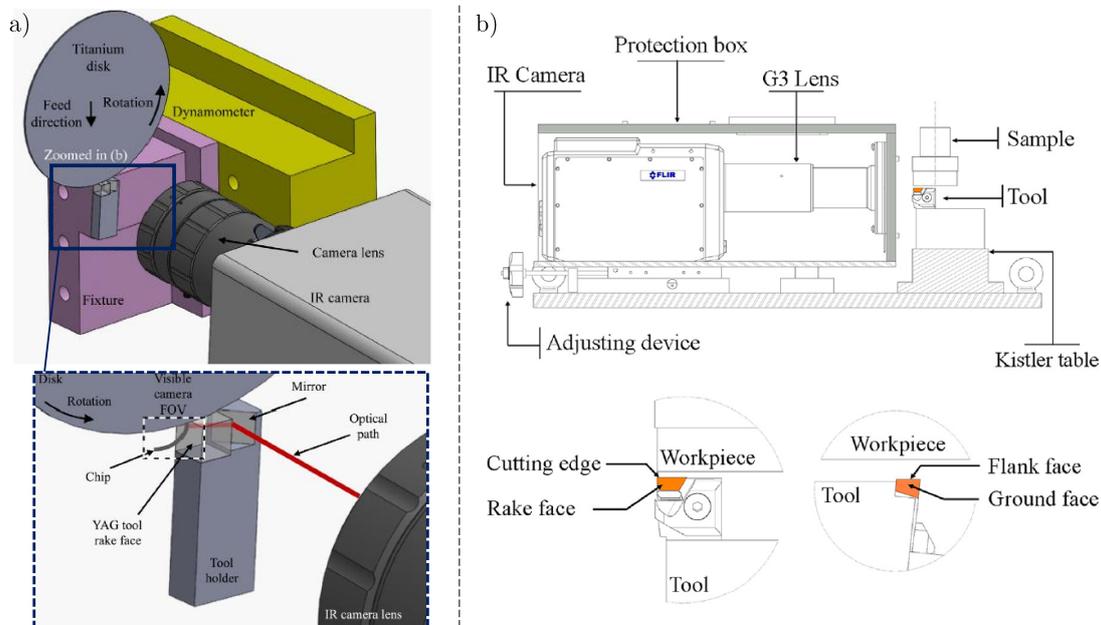


Figure 1.29 – Dispositifs expérimentaux utilisés par (a) Heigel et al. [Heigel+2017] (b) Artozoul et al. [Artozoul+2014]

Malgré ces difficultés, de nombreux auteurs se sont intéressés à l'évaluation de la température au cours du procédé de perçage à l'aide d'une caméra thermique [Cuesta+2016; Kumar+2020; Li+2019; Mathew+2018a; Pecat+2014; Samy+2017; Xu+2020]. Étant donné l'aspect confiné, dans la majorité de ces travaux, le perçage est réalisé en bord de plaque, ce qui permet de mesurer les champs de température sur la paroi latérale de la plaque la plus proche du trou en cours de perçage [Cuesta+2016; Li+2019; Pecat+2014; Xu+2020]. Cependant, une partie des auteurs obtiennent aussi en perçage des champs de température à une échelle macroscopique, relativement éloignée de l'opération en cours [Bai+2019]. En général, la résolution et la netteté des images obtenues ne sont pas suffisantes, ce qui revient à mesurer une température moyenne de la pièce sur sa surface extérieure [Kumar+2020; Mathew+2018b; Samy+2017] ou de l'outil entrant ou encore débouchant comme dans le cas des travaux de Moghaddas *et al.* [Moghaddas+2019]. À l'aide d'une caméra infrarouge, les auteurs Pecat *et al.* et Cuesta *et al.* obtiennent néanmoins

des images relativement nettes sur des zones d'intérêt de l'ordre de  $3\text{cm}^2$  sans pour autant que les résolutions soient précisées. Celles-ci sont issues respectivement d'observations en bord de la pièce percée lors du perçage d'un empilement CFRP/Ti-6Al-4V et d'un Inconel 718 pour des diamètres de foret de  $4.83\text{mm}$  et  $8\text{mm}$ . Pour parvenir à ce résultat, les auteurs Cuesta *et al.* ont placé leur caméra FLIR Titanium 550 M à une distance focale de  $0.1\text{m}$  et ont sélectionné un temps d'intégration de  $12\mu\text{s}$  et une fréquence d'acquisition de  $500\text{Hz}$ . Plusieurs conditions de coupe ont été étudiées telles qu'une vitesse de coupe de 15 ou  $30\text{m/min}$ , une avance de 0.1 ou  $0.2\text{mm/tr}$  et surtout la présence ou non de lubrification. La lubrification étant susceptible de gêner le chemin optique et d'endommager la caméra, celle-ci a été placée au sein d'une coque protectrice englobant également la surface cible de la pièce percée : ce dispositif est visible figure 1.30a.

En définitif, ce genre de dispositif demeure peu répandu dans la littérature. La mesure de champs thermiques in-situ au niveau de la zone de coupe en perçage constitue donc toujours un verrou scientifique majeur.

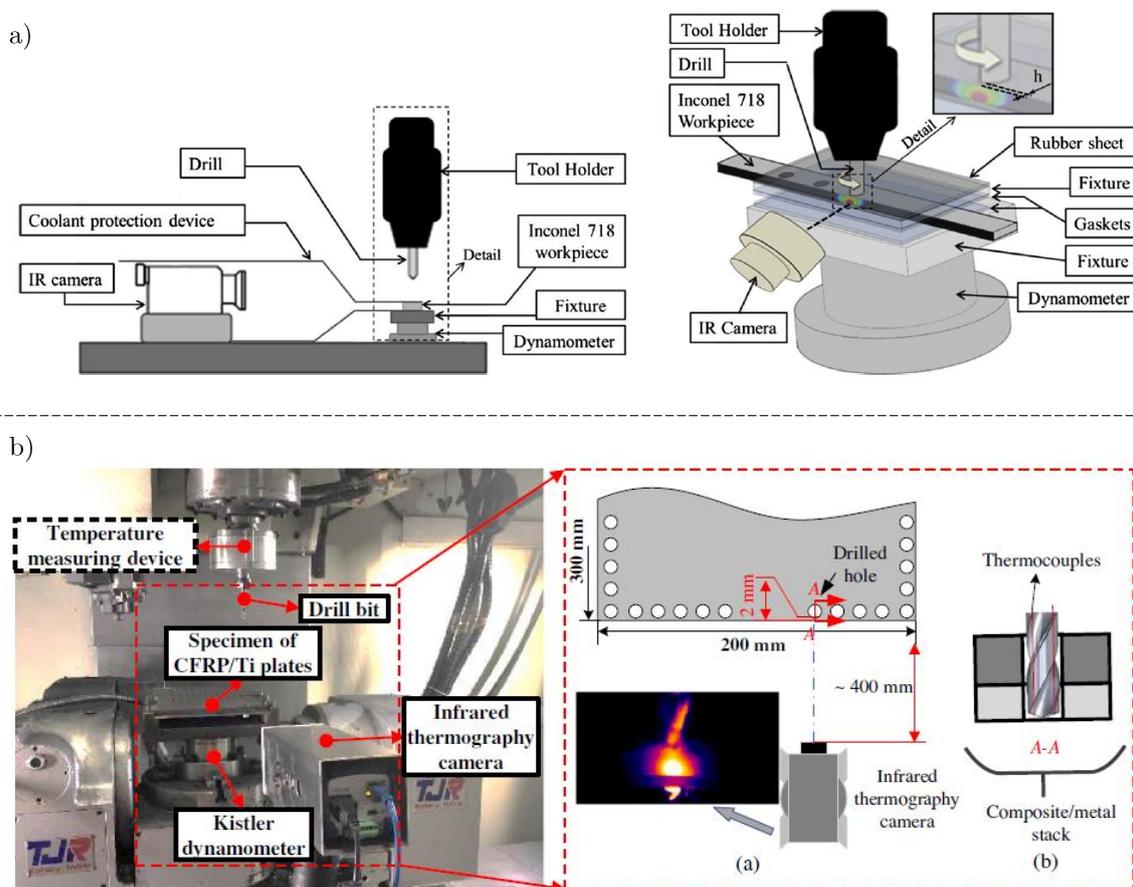


Figure 1.30 – Dispositifs expérimentaux utilisés pour la mesure de champs thermiques en perçage de bord de plaque (a) par Cuesta *et al.* [Cuesta+2016] (b) par Xu *et al.* [Xu+2020]

### 1.6.4 Mesures de champs simultanées

Malgré les difficultés évoquées précédemment concernant la mesure in-situ de champs cinématiques et thermiques en usinage, certains auteurs sont parvenus à développer des instrumentations innovantes permettant de mesurer simultanément ces champs dans le cas d'essais de coupe.

Whitenton *et al.* [Whitenton2010] proposent ainsi un système optique constitué d'un jeu de lentilles et de miroirs autorisant une acquisition simultanées d'images visibles et infrarouges

(filtre  $3.8\mu\text{m} - 5.1\mu\text{m}$ ) pour des vitesses de coupe entre 30 et 300m/min. Les images sont alors issues du même trajet optique mais avec des résolutions spatiales et des fréquences différentes (30 000 et 300Hz respectivement pour les images visibles et infrarouges). De telles images permettent alors d'évaluer les champs thermomécaniques couplés au sein de la zone de coupe sur une surface couvrant environ  $1\text{mm}^2$ . Cependant, un tel montage engendrent des difficultés concernant la mise au point simultanée sur chacun des lignes optiques. Par ailleurs, l'utilisation simultanée de caméras rapide et infrarouge suppose une plage limitée de paramètres de coupe (compromis à réaliser notamment en termes de vitesses).

Dans les travaux de Harzallah *et al.* [Harzallah2018], ce principe a inspiré le développement du dispositif optique VISIR utilisé dans les présents travaux et présentés plus précisément ultérieurement au chapitre 2.

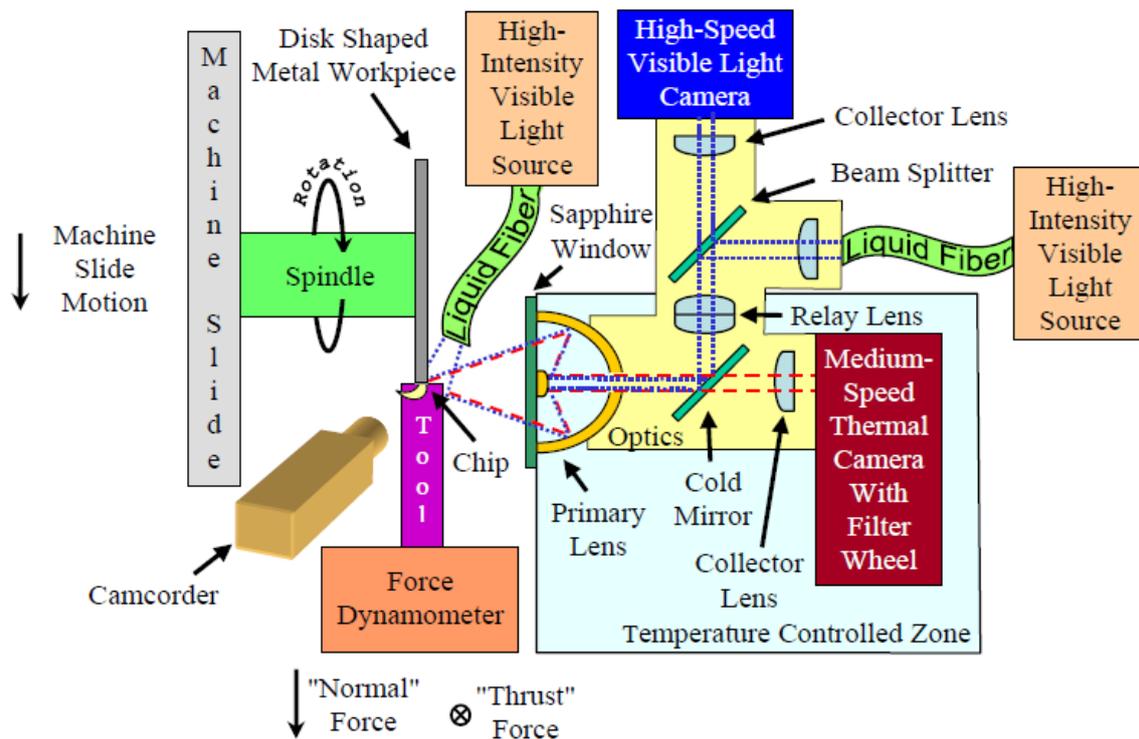


Figure 1.31 – Dispositif optique MADMACS développé par Whitenton *et al.* [Whitenton2010] pour la mesure in-situ simultanée de champs thermomécaniques au cours d'essais de coupe

Zhang *et al.* [Zhang+2016] emploient une autre technique afin de mesurer simultanément des champs cinématiques et thermiques au cours d'un essai de coupe orthogonale. Pour cela, ils fixent de part et d'autre de la scène observée une caméra infrarouge et une caméra rapide. Ainsi, pour des vitesses de coupe de 2 et 4.5m/min, ils parviennent à obtenir des images visibles et infrarouges simultanément dont la résolution spatiales est respectivement de  $2.4\mu\text{m}$  et  $25\mu\text{m}$ , correspondant à des côtés différents de la zone de coupe. Cette approche de mesures simultanées sur deux faces est très employée et cela depuis longtemps dans les essais mécaniques [Badulescu+2011 ; Ghorbel+2011 ; Nowak+2017 ; Saai+2010]. Cela permet d'éviter les difficultés évoquées précédemment. En revanche, cela suppose d'émettre des hypothèses de symétrie peu évidentes en coupe orthogonale et surtout oblique. À une échelle moins résolue, ces hypothèses et donc ce type d'instrumentation semblent cependant beaucoup plus convaincant.

Le déploiement de tels dispositifs pour la mesure simultanée in-situ de champs en usinage conduisent donc à de nombreuses difficultés, d'où leur domaine d'application restreint à l'opération de coupe élémentaire. La question de la mesure simultanée de champs au cours de procédés d'usinage plus complexes comme le perçage est donc à ce jour peu étudiée dans la littérature.

## 1.7 Synthèse de l'étude bibliographique

Afin de mieux appréhender un procédé d'usinage, d'autant plus un procédé complexe comme le perçage, il convient de comprendre les phénomènes qui ont lieu au sein de la zone de coupe. L'alliage de titane Ti-6Al-4V, massivement employé dans l'industrie (aéronautique, médicale...) s'avère être un matériau difficilement usinable (voir section 1.3.3). En effet, sa faible conductivité thermique est susceptible de générer un échauffement local et de conduire à une usure prématurée des outils et à une mauvaise intégrité des surfaces. Du fait de la zone de coupe confinée en perçage, cet échauffement local et donc ces problématiques sont d'autant plus présents que dans le cas d'une coupe orthogonale classique. L'étude bibliographique sur l'influence des conditions de coupe (section 1.4.4) sur la géométrie des copeaux et donc sur le déroulement de la coupe mène à la supposition suivante : optimiser les conditions de coupe permettrait d'optimiser les performances de l'opération de perçage du Ti-6Al-4V.

Afin d'éviter l'écueil que constitue une campagne d'essais à l'aveugle traitant un nombre considérable de conditions de coupe, ces présents travaux se sont axés sur l'évaluation numérique du chargement thermomécanique induit par le passage du foret en perçage pour des conditions de coupe ciblées (vitesses de coupe, avance). D'un point de vue purement industriel, cette analyse du chargement, a pour ambition d'être directement employée et appliquée en tant que donnée d'entrée de modélisations numériques efficaces, sans simulation de l'enlèvement de matière. L'objectif ici est donc de se placer en amont des travaux liés à l'application directe d'un chargement sur les parois du trou percé comme présentés en section 1.5.

Le premier objectif de cette thèse est donc de développer une modélisation multi-échelle de la coupe en perçage. Elle répond au verrou principal relevé dans l'état de l'art. En effet, la plupart des modélisations du perçage ne considèrent que l'échelle macroscopique, et ne sont validées que sur des données macroscopiques (efforts, température externe). Elles ne sont donc pas représentatives des phénomènes locaux. L'approche multi-échelle permet donc de lever ce verrou, mais pose la problématique des changements d'échelle qui devront être considérés.

Cependant, l'aspect confiné de la zone d'intérêt en perçage rend toute mesure locale extrêmement complexe en perçage. Cette difficulté a donc motivé le développement d'une modélisation numérique du procédé. Néanmoins, la problématique réside ici dans la nécessité d'obtenir tout de même des données locales expérimentales afin de vérifier la pertinence et la robustesse de la modélisation numérique. Comme cela a été souligné en section 1.6, l'utilisation de caméras rapide et infrarouge pour la mesure de champs cinématiques et thermiques est une méthode non intrusive, permettant d'obtenir une cartographie de données. L'inconvénient est que l'emploi d'une telle méthode pour l'évaluation précise et pertinente de données locales in-situ demeure à ce jour un véritable challenge dans le cas du procédé de perçage. Un autre objectif de cette thèse est donc de développer, à différentes échelles, une instrumentation rigoureuse permettant de fournir des données expérimentales pour la validation des modèles mis en place.

# Stratégie expérimentale, essais et instrumentations

# 2

2.1	Couple outil/matière de l'étude . . . . .	44
2.1.1	Outil . . . . .	44
2.1.2	Matière . . . . .	45
2.2	Démarche scientifique . . . . .	46
2.2.1	Approche multi-échelle . . . . .	46
2.2.2	Échelle locale . . . . .	49
2.2.3	Proposition d'une échelle intermédiaire . . . . .	50
2.2.4	Problématiques à l'échelle intermédiaire . . . . .	50
2.2.5	Validation à l'échelle macroscopique et de l'ensemble du modèle multi-échelle . . . . .	53
2.2.6	Synthèse . . . . .	54
2.3	Échelle locale : coupe orthogonale & oblique du Ti-6Al-4V . . . . .	56
2.3.1	Dispositif expérimental DEXTER . . . . .	56
2.3.2	Éprouvette . . . . .	59
2.3.3	Dispositif d'imagerie multi-spectrale VISIR . . . . .	60
2.3.4	Éclairage & DIC . . . . .	61
2.3.5	Instrumentation de caméras . . . . .	64
2.4	Échelles intermédiaire & macroscopique : essais de perçage du Ti-6Al-4V . . . . .	67
2.4.1	Échantillons . . . . .	67
2.4.2	Dispositif expérimental . . . . .	68
2.4.3	Instrumentation de caméras . . . . .	70
2.5	Calibrations et investigations préliminaires . . . . .	73
2.5.1	Calibrations métriques . . . . .	73
2.5.2	Distorsions . . . . .	74
2.5.3	Non Uniformity Correction (NUC) . . . . .	75
2.5.4	Dérive temporelle . . . . .	76
2.5.5	Calibrations thermiques au corps noir . . . . .	77
2.5.6	Size of source effect (SSE) . . . . .	79
2.6	Conclusion du chapitre 2 . . . . .	81

*Le présent chapitre décrit la démarche scientifique autour de laquelle s'articulent ces travaux de thèse ainsi que les motivations qui ont conduit à son élaboration. Cette démarche s'accompagne d'une véritable stratégie expérimentale dont les différents essais sont détaillés également au sein de ce chapitre. Enfin, les diverses calibrations et réglages préliminaires et postérieurs à ces essais sont développés dans une ultime section.*

## 2.1 Couple outil/matière de l'étude

### 2.1.1 Outil

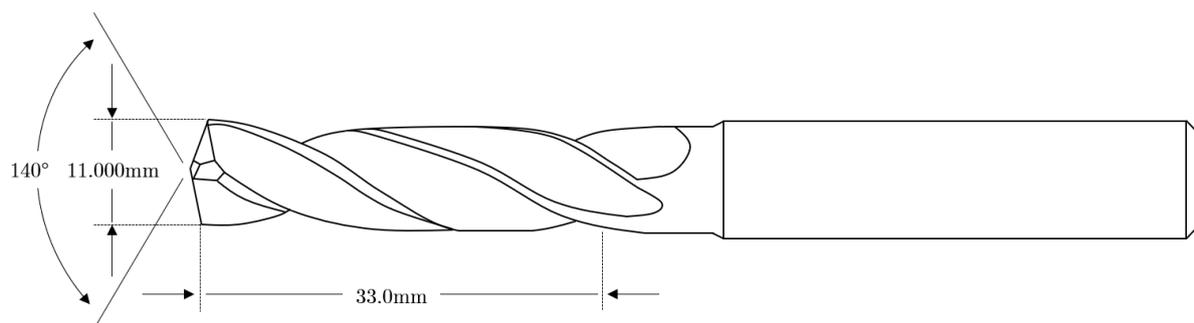


Figure 2.1 – Angle de pointe, longueur utile et diamètre du foret hélicoïdal SECO  $\varnothing 11\text{mm}$  SD203A-11.0-33-12R1-M utilisé au cours de cette présente étude

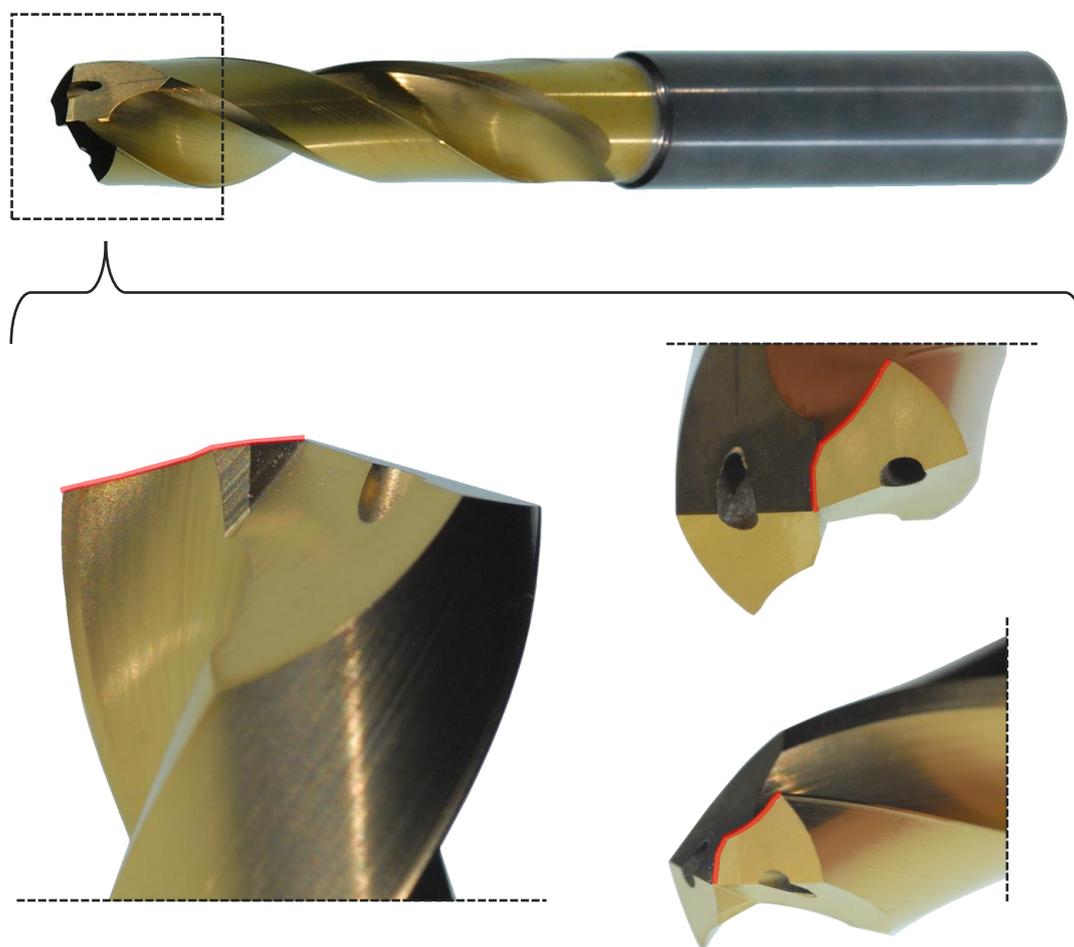


Figure 2.2 – Foret hélicoïdal SECO  $\varnothing 11\text{mm}$  SD203A-11.0-33-12R1-M utilisé au cours des essais de perçage de cette présente étude

Dans ces travaux de thèse, l'outil étudié est représenté figure 2.2 (référence SECO-SD203A-11.0-33-12R1-M). Il s'agit d'un foret SECO série M en carbure monobloc, connu et largement utilisé dans différentes études. Il est revêtu ( $TiAlN + TiN$ ) et possède une arête de coupe dont la géométrie est complexe et composée de plusieurs segments. Les évolutions des angles oblique

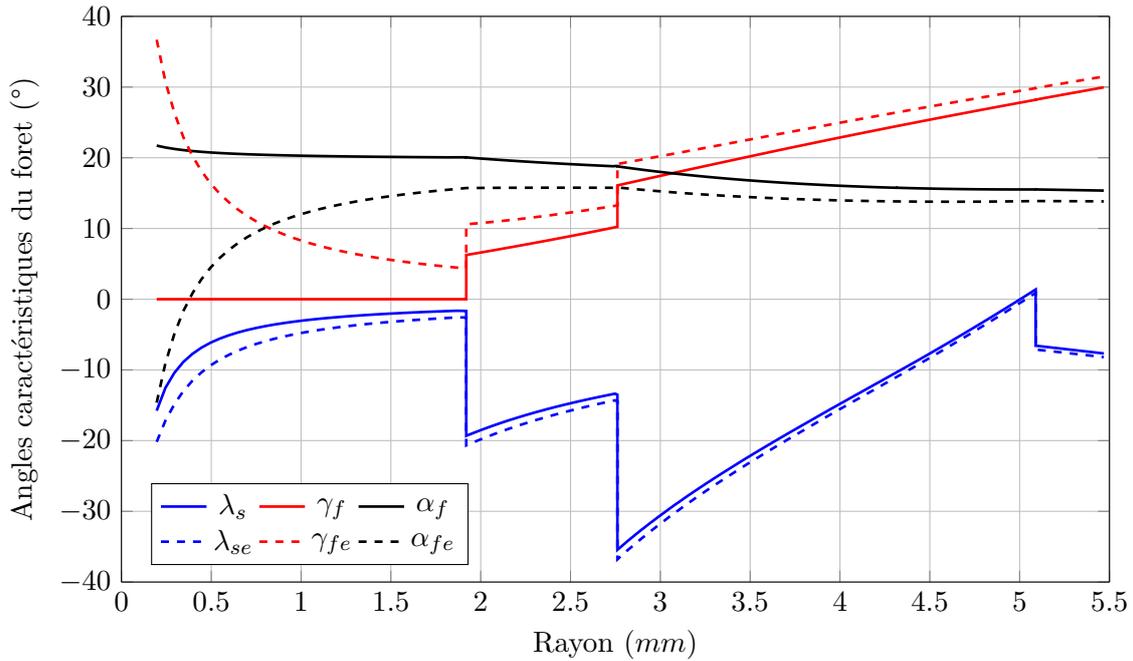


Figure 2.3 – Angles oblique horizontal, de coupe et de dépouille en main ( $\lambda_s$ ,  $\gamma_f$  et  $\alpha_f$ ) et en travail ( $\lambda_{se}$ ,  $\gamma_{fe}$  et  $\alpha_{fe}$ ), le long de l'arête de coupe du foret hélicoïdal SECO  $\emptyset 11$  SD203A-11.0-33-12R1-M

horizontal, de coupe et de dépouille en main ( $\lambda_s$ ,  $\gamma_f$  et  $\alpha_f$ ) et « en travail » ( $\lambda_{se}$ ,  $\gamma_{fe}$  et  $\alpha_{fe}$ ) le long de l'arête de coupe ont été évaluées et sont illustrées sur la figure 2.3.

### 2.1.2 Matière

Cette étude porte sur l'alliage de titane Ti-6Al-4V, bien connu et très étudié car très répandu dans diverses applications notamment aéronautiques. Plus particulièrement, l'ensemble des analyses ont été effectués sur des échantillons issus de deux provenances différentes : (i) un disque poli (origine 1) et (ii) des têtes d'éprouvettes de la même série et prélevées au sein du même lopin (origine 2). Étant donné que le vécu de la matière est peu connu dans les deux cas, une analyse concernant la microstructure ainsi que la composition chimique est indispensable avant toute confrontation expérimentale lorsque les deux types d'alliages de titane sont utilisés. En effet, des microstructures et des compositions chimiques trop différentes indiqueraient des propriétés physiques et des comportement potentiellement très divergents [Benmessaoud+2020].

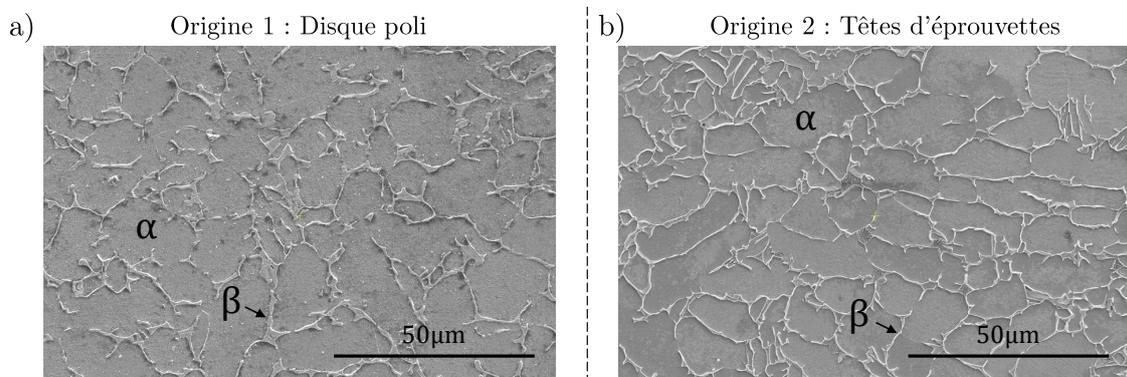


Figure 2.4 – Microstructures observées au MEB des alliages de titane Ti-6Al-4V retenus - (a) Origine 1 : disque poli, microstructure révélée au réactif de Weck (b) Origine 2 : têtes d'éprouvettes, microstructure révélée par une attaque chimique Kroll

La figure 2.4 met en évidence que les deux matériaux Ti-6Al-4V présentent tous les deux une microstructure equiaxe (voir section 1.3.2). Les pourcentages de phase la  $\beta$  sont de 8.08% pour l'origine 1 et de 6.20% pour l'origine 2. Il est noter que cette microstructure est également proche de celle du Ti-6Al-4V étudié par M. Harzallah [Harzallah2018] comme le montre les tailles de grains répertoriées dans le tableau 2.1.

Afin de vérifier la pertinence d'une étude confondant les deux types de Ti-6Al-4V présentés figure 2.4, une analyse de la composition chimique (EDS<sup>1</sup>) a également été effectuée pour les deux origines ainsi que pour le matériau utilisé par M. Harzallah [Harzallah2018]. Les résultats obtenus sont répertoriées dans le tableau 2.1. Les valeurs obtenues pour les matières des deux provenances sont très similaires et confirment la première conjecture suite à la confrontation des microstructures. Ainsi, ces observations justifient toute confrontation future entre ces deux matériaux et rendent légitime l'emploi des lois pour le Ti-6Al-4V développées et validées par M. Harzallah au cours de ses travaux de thèse dans le cas particulier de ces deux Ti-6Al-4V.

**Table 2.1** – Compositions chimiques en % massique des échantillons de Ti-6Al-4V utilisés dans ces présents travaux ainsi que lors des travaux précédents de M. Harzallah [Harzallah2018] - Proportions de phase  $\beta$  et taille des grains des différents Ti-6Al-4V

	<i>Ti6Al4V</i> <sub>origine1</sub>	<i>Ti6Al4V</i> <sub>origine2</sub>	<i>Ti6Al4V</i> <sub>Harzallah</sub>
%Al	5,91	5,97	5,63
%V	3,75	3,75	4,32
%Ti	90,34	90,28	88,34
% phase $\beta$	8.08	6.20	7.04
taille de grains ( $\mu m$ )	15.1	11.2	17.5

## 2.2 Démarche scientifique

Dans le cadre des travaux de thèse de Mahmoud Harzallah [Harzallah2018], des lois de comportement, d'endommagement et de frottement pour le Ti-6Al-4V ont été développées. Ces lois intégrant un couplage thermomécanique explicite ont été implémentées au sein d'un modèle éléments finis 3D de la coupe orthogonale du Ti-6Al-4V réalisé sur Abaqus/Explicit (VUMAT). Pour une gamme réduite d'angles de coupe ( $0^\circ$ - $15^\circ$ ), une avance importante de  $250\mu m$  et des vitesses de coupe représentatives ( $3 - 15m/min$ ), ce modèle a permis d'obtenir des résultats numériques satisfaisants par rapport aux données expérimentales. Ce dernier point a permis d'attester de la robustesse de cette modélisation dans cette plage de conditions de coupe.

Dans l'optique de traduire fidèlement les mécanismes de coupe dans le cas du procédé de perçage du Ti-6Al-4V, ces travaux de thèse sont menés dans le but de vérifier la pertinence de cette modélisation en dehors des gammes de conditions de coupe précédemment validées. En effet, lors d'une opération de perçage, l'avance par tour et par dent est généralement plus faible, de l'ordre de  $50 - 100\mu m$ , et les angles de coupe plus élevés (jusqu'à  $30^\circ$  proche du bec). L'enjeu ici est donc de parvenir à proposer une stratégie expérimentale judicieuse, permettant des mesures fiables et suffisamment résolues des phénomènes physiques mis en jeu, tout en poursuivant le développement et la validation de ces lois.

### 2.2.1 Approche multi-échelle

Dans l'optique de répondre à ce besoin, la conception d'un modèle numérique robuste simulant la coupe du Ti-6Al-4V au cours du procédé de perçage constitue une part non négligeable de ces travaux de thèse. Son élaboration doit tenir compte de plusieurs problématiques et doit donc être à même de :

1. Energy Dispersive Spectrometry

1. Reproduire la morphologie locale des copeaux générés (continus, périodiques, festonnés, fragmentés...);
2. Prédire correctement les champs de déformation en pointe d'outil, aussi bien sous l'outil qu'à l'intérieur du copeau;
3. Développer une puissance thermique similaire à celle mesurée expérimentalement;
4. Conduire à des champs de température également comparables;
5. Présenter des efforts de coupe proches de l'expérimental.

Suite à l'identification de ces différents critères de validation, il apparaît que si certaines grandeurs tels que les efforts peuvent être effectivement mesurées aux échelles centimétriques, d'autres comme les champs de déformations et la morphologie locale des copeaux nécessitent une étude de l'opération de coupe à une échelle plus fine, à savoir submillimétrique.

En effet, des observations au MEB de copeaux de Ti-6Al-4V générés en perçage pour des gammes de vitesses de broche de 450 à 1000 tr/min et des avances de 0,05 à 0,15 mm/tr mettent en évidence qu'au delà de leur forme hélicoïdale visible à l'oeil nu, ceux-ci présentent une surface interne « segmentée » (voir figure 2.5), variable le long de l'arête. Cette segmentation de la matière s'apparente en réalité au festonnement des copeaux rencontrés pour certaines conditions de coupe au cours de la coupe orthogonale élémentaire du Ti-6Al-4V. Étant donné que la nature de cette segmentation diffère selon la position le long de l'arête de coupe, la disparité des morphologies de copeau produites lors d'une même opération de perçage conduit à s'interroger sur la capacité d'un modèle numérique à prédire les bons champs cinématiques et thermiques locaux à l'origine des morphologies observées. Autrement dit, afin de reproduire fidèlement les phénomènes de coupe en perçage, le modèle doit donc être capable de les représenter à l'échelle du copeau (submillimétrique) et à l'échelle du trou percé (centimétrique) : une approche multi-échelle a donc été adoptée.

De plus, l'aspect confiné de la zone de coupe en perçage la rend difficile d'accès par les moyens classiques d'instrumentations (caméras, pyromètre, thermocouples, jauges de déformation...). Ce dernier point ainsi que la rapidité des phénomènes complexifient grandement l'obtention d'un jeu de données expérimentales complet à cette même échelle et excluent l'emploi de nombreux moyens de mesure (tomographie, DRX, approche in-situ au MEB...). Les données tirées de ce type d'expérimentations, alors essentiellement macroscopiques, ne fournissent donc aucune information sur les phénomènes locaux au niveau de la zone de coupe (voir section 1.6.1).

Enfin, des problématiques d'homogénéisation des données apparaissent aux « grandes » échelles. En effet, des données « régularisantes » telles que les efforts, les couples et la température peuvent être vérifiées à une échelle macroscopique et ne pas l'être à une échelle plus locale. Ainsi, des grandeurs physiques numériques cohérentes à une échelle macroscopique ne traduisent pas obligatoirement la pertinence physique du modèle considéré : une homogénéisation de résultats insatisfaisants obtenus localement peut conduire à des résultats satisfaisants à une échelle plus macroscopique.

Étant donné la complexité des phénomènes de coupe inhérents au procédé de perçage, il serait ambitieux de mettre au point une instrumentation unique permettant la mesure de ces différentes grandeurs à ces deux échelles d'étude. Il serait d'autre part complexe et numériquement lourd de réaliser un modèle unique répondant également à toutes ces problématiques. Dans la littérature (voir section 3.1), les modèles numériques à l'échelle du procédé de perçage [Giasin+2016; Isbilir+2011; Wu+2012] permettent d'obtenir des informations à l'échelle macroscopique tels que les efforts, les couples et l'intégrité des parois du trou percé. Ces questions feront l'objet du chapitre 3.

C'est pourquoi, l'approche multi-échelle retenue ici s'articule autour de la mise en place de plusieurs confrontations essais-calculs à différentes échelles. En d'autres termes, à chaque échelle

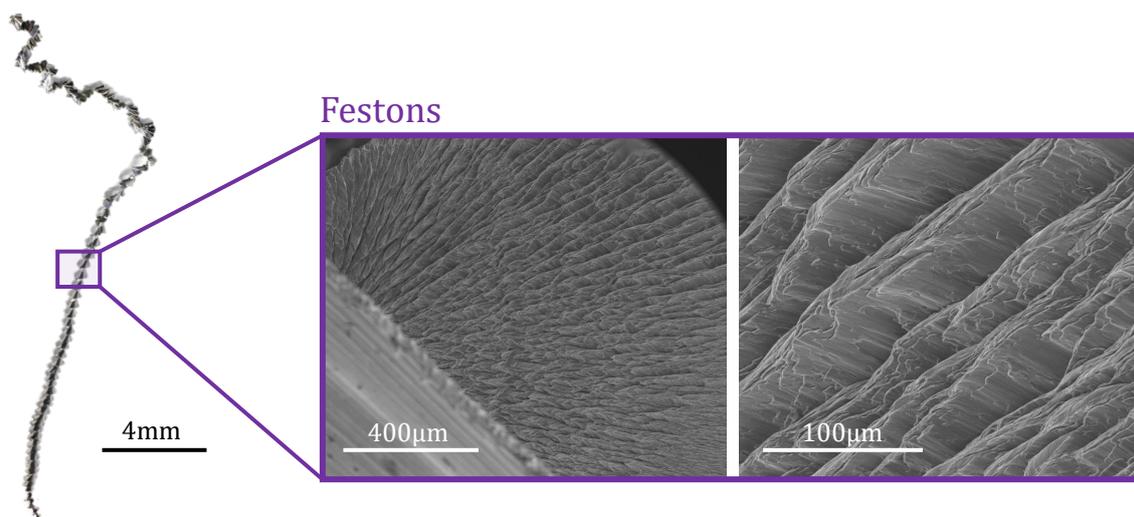


Figure 2.5 – Copeaux de Ti-6Al-4V obtenus après une opération de perçage sans lubrification - Vitesse de broche : 725 tr/min - Avance : 0.1 mm/tr - foret SECO Ø11mm SD203A-11.0-33-12R1-M

d'étude, un modèle numérique est développé. Chacun d'entre eux comportent alors les mêmes lois de comportement, d'endommagement et de frottement que celles validées en coupe orthogonale au cours des travaux de thèse de Mahmoud Harzallah en vue de vérifier leur pertinence. De plus, pour que les résultats numériques de ces modèles soient fiables, ils sont confrontés à chaque échelle à des données expérimentales issues de mesures in-situ. Ce dernier point met en évidence la nécessité d'essais expérimentaux à une échelle plus locale que celle du perçage en tant que tel.

Pour cette raison, des mesures in-situ sont réalisées dans le cadre d'essais dédiés à l'échelle d'étude concernée. Les instrumentations disponibles aux différentes échelles conduisent à l'obtention de données expérimentales de natures diverses notamment en termes de résolution spatiale et temporelle. Les modèles numériques développés dans ces travaux ont donc été élaborés de manière à dupliquer les essais menés et ont pour vocation d'être confrontés aux mesures expérimentales réalisées à la même échelle. Ainsi, la validation du modèle matériau (comportement, endommagement, frottement) dans le cas du procédé de perçage dépendra de sa capacité à traduire les phénomènes de coupe aux différentes échelles d'étude. Dans ces travaux, la stratégie de validation consistera à valider le modèle matériau prioritairement aux échelles les plus fines, puis à des échelles de plus en plus larges dans l'optique de vérifier, in fine, la pertinence du modèle à l'échelle la plus macroscopique de l'étude. À chaque échelle, la confrontation des données numériques et expérimentales se fera en déformations, puissances, températures, efforts et morphologies des copeaux. Cette approche « du plus local au plus macroscopique » implique d'imposer des limites au périmètre d'étude : les deux hypothèses ci-dessous ont donc été posées afin de borner les échelles d'intérêt.

**Hypothèse 1 :** Une comparaison de l'enroulement des copeaux numériques et expérimentaux sur eux-mêmes et donc des rayons de courbures s'y rapportant est supposée non pertinente et ne constitue pas un critère discriminant.

**Hypothèse 2 :** La taille de grain du matériau de l'étude ainsi que la nature équiaxe de sa microstructure dispense d'une étude à l'échelle cristalline du comportement du matériau. Une approche phénoménologique sera donc retenue.

## 2.2.2 Échelle locale

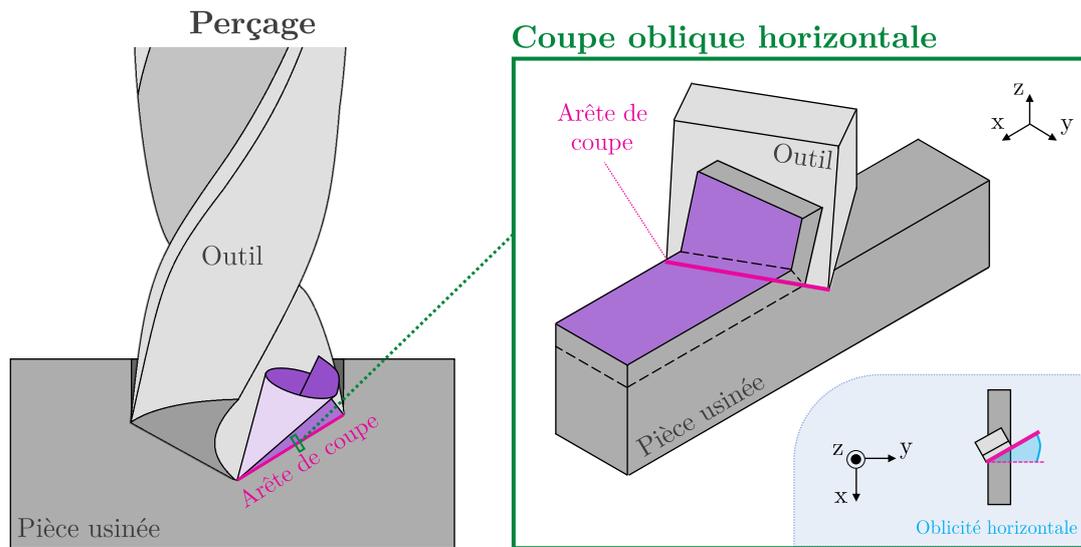


Figure 2.6 – Hypothèse 3 : la géométrie de la zone de coupe en perçage se rapproche à l'échelle locale d'une configuration en coupe oblique horizontale

Au vu de la géométrie locale de l'arête de coupe du foret, les phénomènes de coupe à l'échelle d'un volume élémentaire sont supposés proches de ceux rencontrés au cours d'une opération de coupe oblique-oblique voire de coupe oblique-horizontale (voir figure 2.6), la coupe oblique-verticale étant supposée de second ordre à cette échelle. En effet, à l'échelle d'une portion de l'arête de coupe, l'ajout d'une oblicité verticale ne modifie pas les phénomènes de coupe, uniquement l'orientation des composantes d'effort.

**Hypothèse 3 :** Étudier localement les mécanismes de coupe en perçage, au niveau d'un segment élémentaire de l'arête de coupe d'un foret, revient à étudier ces mécanismes au cours d'une opération de coupe oblique horizontale.

Des essais de coupe oblique du Ti-6Al-4V, dédiés à la mesure de champs à cette échelle, ont donc été réalisés. Les angles et les vitesses sélectionnés dans cette étude ont été choisis afin de représenter les variations de ces grandeurs le long de l'arête de coupe. Ainsi, les essais à angle de coupe nuls – représentant la coupe proche du centre du foret – ont été réalisés avec un angle d'oblicité nul et une vitesse proportionnellement plus faible que celle représentant la coupe sur des diamètres plus importants.

Tenant compte de l'**Hypothèse 3**, le modèle éléments finis de coupe orthogonale validé dans le cadre de la thèse de M. Harzallah a été adapté à la coupe oblique sur ABAQUS/Dynamic Explicit. Cette première étape de construction du modèle, qui consiste principalement à l'ajout d'un angle oblique sans modification de l'échelle d'étude (voir figure 2.8), a trois objectifs majeurs :

1. Elle doit permettre d'évaluer l'effet de cette oblicité par comparaison aux résultats en coupe orthogonale (déformations, température, vitesses de déformations...) pour les mêmes conditions de coupe telles que la vitesse de coupe, l'avance et l'angle de coupe.
2. D'autre part, son objectif est d'apprécier la capacité du modèle à prédire les champs thermomécaniques pour des avances plus faibles que celle étudiée dans le cadre des travaux de M. Harzallah [Harzallah2018]. Cette approche, déployée pour différents angles de coupe et d'oblicité, permet de se rapprocher des conditions de coupe en perçage. Notons que

réaliser des mesures pour de faibles avances est un défi en soit puisque cela nécessite d'augmenter le grandissement<sup>2</sup> ou de conserver la même résolution au détriment du nombre de pixels dans la zone d'intérêt.

3. Enfin, d'après l'**Hypothèse 3** émise précédemment, la validation de ce modèle conduirait à confirmer la faculté du modèle à traduire les phénomènes de coupe à l'échelle d'un volume élémentaire de l'arête de coupe du foret.

### 2.2.3 Proposition d'une échelle intermédiaire

Comme évoqué précédemment section 2.1.1, l'outil retenu dans ces travaux de thèse, illustré figure 2.2, présente une variation importante et discontinue de l'angle de coupe en fonction de son rayon (voir figure 2.3). Cette variation, associée au gradient radial de vitesses inhérent aux outils tournants, conduit intuitivement à supposer que les différentes zones de l'arête sont susceptibles d'engendrer des mécanismes de coupe différents. Cette remarque suppose ainsi que la morphologie des copeaux obtenus varie localement le long de l'arête de coupe. Des images réalisées au microscope électronique à balayage (MEB) des copeaux générés au niveau du contact avec ces différentes zones de l'arête de coupe permettent de vérifier cette conjecture (voir figure 2.7). En effet, il en ressort que la segmentation des copeaux est bien plus manifeste proche du centre du trou que vers la surface extérieure de celui-ci.

Le modèle numérique doit donc être capable de traduire les phénomènes non seulement à une échelle locale sur un segment élémentaire de l'arête de coupe, mais aussi traduire l'influence de la position sur l'arête de coupe sur les mécanismes de coupe du Ti-6Al-4V et plus particulièrement sous l'outil ; zone hors du domaine d'étude à l'échelle locale. Cela justifie ainsi le choix d'une étude par discrétisation des phénomènes de coupe le long de l'arête de coupe. Pour se faire, une approche par discrétisation géométrique de l'arête a été retenue en émettant l'hypothèse que les phénomènes au sein de chacune des portions étudiées séparément sont prédominants devant les interactions inter-portions.

**Hypothèse 4 :** Les interactions entre les diverses portions de l'arête de coupe sont admises ici négligeables face aux phénomènes thermomécaniques au sein de chacune des portions d'arête.

Ainsi, quatre modèles éléments finis à une échelle dite « intermédiaire » correspondant chacun à la coupe par une des portions d'arêtes ont été développés (environ 1.5mm d'épaisseur) sur ABAQUS/Dynamic Explicit (voir chapitre 3). Afin de confronter les résultats numériques et expérimentaux, des mesures de champs in-situ à cette échelle intermédiaire ont été effectuées au cours d'essais de perçage de tubes et d'un pion en Ti-6Al-4V de diamètres inférieurs à celui du foret étudié (échantillons présentés section 2.4.1). Au cours de ces essais, l'attention n'est plus portée sur la zone de formation du copeau devant l'outil mais sur la surface générée sous l'outil en s'intéressant notamment au transport de chaleur induit verticalement dans la pièce par le passage de l'outil. Une nouvelle fois, ce choix délibéré d'essais de perçage de tubes/pion a également été motivé par le besoin de contourner la difficulté d'accès à la zone de coupe pour les mesures de champs in-situ.

### 2.2.4 Problématiques à l'échelle intermédiaire

Une des problématiques du procédé de perçage est que les phénomènes de coupe se répètent périodiquement sur une surface déjà usinée dont l'intégrité a pu être altérée aussi bien mécaniquement que thermiquement. Ainsi, l'opération de perçage est notamment susceptible de

2. Augmenter le grandissement favorise les problématiques propres à la mesure de champs à l'échelle microscopique. Celles-ci seront évoquées ultérieurement dans ce chapitre.

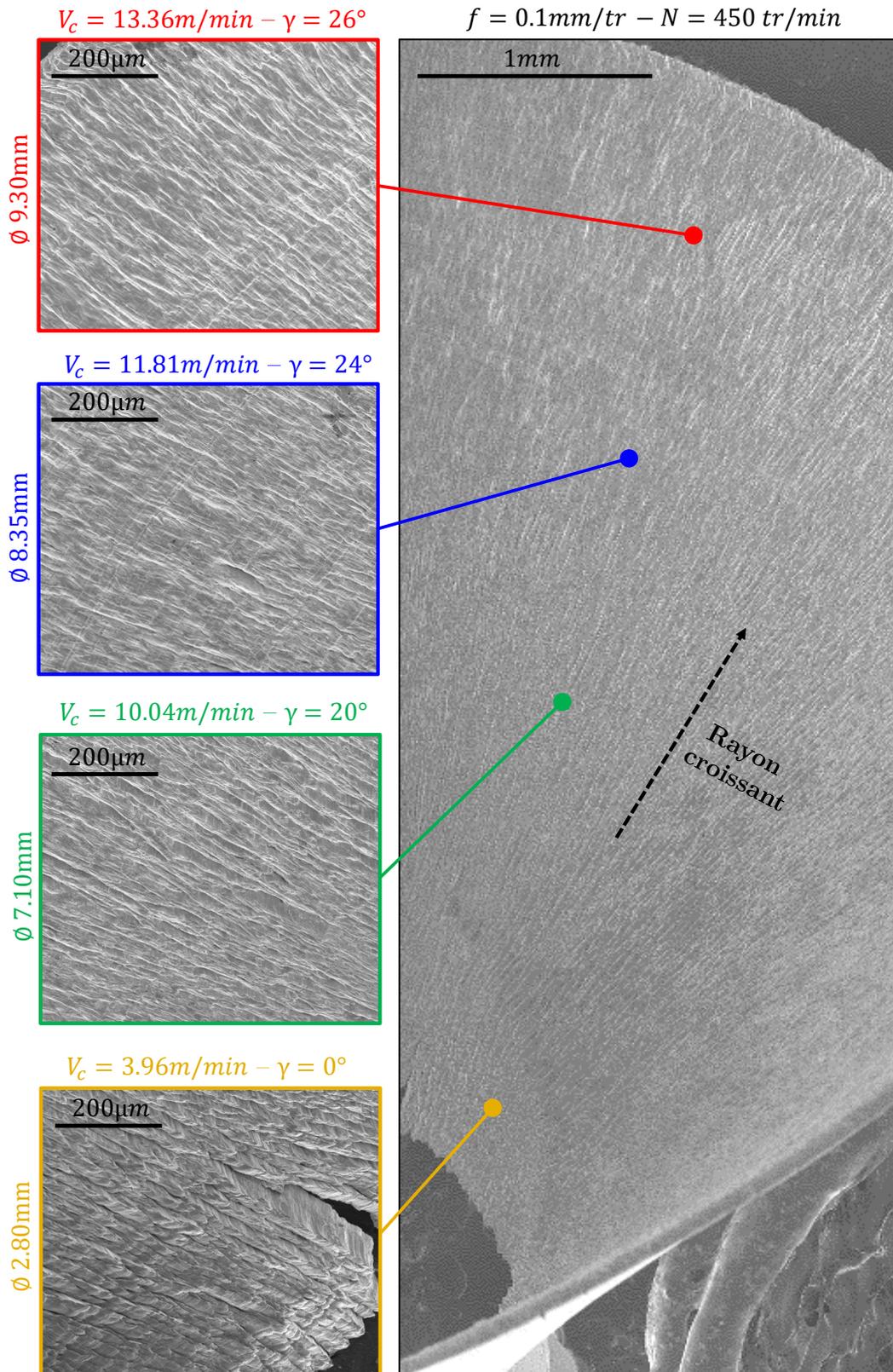


Figure 2.7 – Géométrie d'un copeau de perçage obtenu pour une vitesse de broche de  $N = 450tr/min$  et une avance de  $f = 0,1mm/tr$  et le foret présenté à la section 2.1.1 (droite) - et géométries obtenues localement le long de l'arête de coupe, donc pour des vitesses et angles de coupe locaux différents (gauche)

générer une accumulation de chaleur au sein de la pièce percée - ce qui rend nécessaire une confrontation essais-calculs pour des durées de perçage identiques. Cependant, pour des raisons pratiques, la comparaison de données numériques et expérimentales telles que la température, les déformations et les vitesses de déformations ne peut se faire ici que pour les premiers tours (voir moins). Réaliser un modèle éléments finis sur plusieurs tours aurait été très lourd numériquement. En effet, la stabilité d'un modèle éléments finis sur plusieurs tours, simulant donc la coupe sur un maillage déjà fortement déformé, s'avère à l'évidence fortement compromise. À cette difficulté, s'ajoute également la problématique indéniable du temps de calcul. C'est pourquoi, la confrontation entre les résultats issus des modèles éléments finis et les champs expérimentaux issus des essais de perçage de tubes/pion ne peut s'établir au-delà du premier tour. Sur un temps aussi court, une comparaison en température apparaît alors clairement peu pertinente puisque les phénomènes de conduction et d'accumulation de chaleur sont infimes et conduisent à des champs de température très localisés et donc difficilement détectables. A contrario, une approche énergétique, dans laquelle les puissances thermiques développées par la coupe sont comparées à celles prédites par le modèle permettra, dans ce cas, de juger de la pertinence de la modélisation au moins d'un point de vue thermique. Cette grandeur s'avère en pratique moins sensible non seulement aux choix de modélisation de la conduction mais surtout aux conditions aux limites.

Le passage d'une configuration de coupe oblique horizontale (échelle locale) à une configuration de perçage de tubes/pion (échelle intermédiaire) revient au passage à une coupe oblique-oblique propre au foret étudié étant donné que l'aspect oblique vertical est désormais pris en compte. Cette étape constitue de plus un changement d'échelle. Ainsi, en vue de valider ce changement d'échelle et l'**Hypothèse 3** émise précédemment sur les phénomènes locaux en perçage, les résultats expérimentaux en coupe oblique et en perçage sur tubes ont été confrontés à iso-conditions (angle, vitesse de coupe, avance, ...). Cette analyse a été réalisée en puissance étant donné la répétition des phénomènes en perçage et le changement de géométrie et donc de conditions aux limites. En pratique, une validation d'un tel changement d'échelle implique que les modèles éléments finis de perçage de tubes/pion et de coupe oblique renvoient des chargements thermomécaniques similaires pour les mêmes paramètres de coupe (vitesse de coupe, avance et angle). Ainsi, pour des conditions de coupe en perçage données, les vitesses de coupe et les avances correspondantes ont été relevées au rayon moyen de chacune des portions d'arête identifiées. De même, une analyse des angles de coupe au niveau de ces mêmes rayons moyens a été réalisée. À titre d'exemple, les mécanismes de coupe au cours du perçage d'un tube de Ti-6Al-4V pour une vitesse de broche de 450tr/min et une avance de 0.1mm/tr (diamètre extérieur de 10.7mm, épaisseur 1.5mm) au niveau du rayon moyen se rapprochent de ceux rencontrés au cours de la coupe oblique du Ti-6Al-4V pour un angle d'obliquité de 10°, un angle de coupe de 25°, une vitesse de coupe de 13,3m/min et une avance de 50 $\mu$ m.

Enfin, comme évoqué précédemment, l'incapacité pratique d'un modèle éléments finis à couvrir plusieurs tours pose la question de la validité du modèle lors d'une coupe répétée sur une matière préalablement affectée tant mécaniquement que thermiquement.

**D'un point de vue mécanique :** La matière en « fond de trou » est issue d'une coupe préalable et présente, à l'évidence, un état de contraintes résiduelles et d'écrouissage non nul. Cette altération de la matière coupée n'est pas prise en compte dans la modélisation. L'hypothèse posée ici repose donc sur l'idée que ces modifications des conditions initiales de la matière agissent au second ordre lors des phénomènes mis en jeu lors de la coupe.

**D'un point de vue thermique :** Lors de la coupe, la puissance thermique dissipée sous forme de chaleur s'évacue d'une part via le copeau mais aussi – par conduction – vers le « fond de trou ». Il est donc raisonnable de supposer que cette chaleur, diffusant vers l'avant du foret, conduit à modifier les conditions thermiques de la coupe à mesure que le nombre de tours augmente. Dans le but de valider du point de vue thermique le modèle à cette échelle intermédiaire au bout de plusieurs tours (validation « temporelle »), un modèle analytique

thermique 2D a été implémenté sur Matlab. À partir d'une puissance thermique source issue du modèle éléments finis de perçage de tubes (sur un quart voire un huitième de tour), il est alors capable de prédire la température sous l'outil sur la surface extérieure du tube après plusieurs tours. La validation temporelle se fait alors par confrontation des températures après  $n$  tours obtenues par le modèle par différences finis et par thermographie infrarouge. Notons que cette approche permet de contourner le verrou identifié (incapacité du modèle éléments finis Lagrangien à couvrir plusieurs tours).

**Hypothèse 5 :** Les modifications matérielles (écrouissage, texturation, variation de température, . . . ) opérées sous l'outil lors de la coupe au tour  $n - 1$  n'affectent la coupe au tour  $n$  qu'au second ordre si la température de la matière coupée demeure inférieure à  $300^{\circ}\text{C}$ .

Cette étape intermédiaire permet ainsi de conclure sur la capacité des lois implémentées dans le cadre de la thèse de Mahmoud Harzallah à traduire les mécanismes de coupe rencontrés au niveau d'un volume élémentaire en coupe oblique et d'autre part au niveau d'une portion de l'arête de coupe (environ  $1.5\text{mm}$ ) du foret étudié.

## 2.2.5 Validation à l'échelle macroscopique et de l'ensemble du modèle multi-échelle

Une fois les lois de comportement, d'endommagement et de frottement validées à l'échelle dite « intermédiaire », c'est-à-dire sur des portions d'arête, il convient de vérifier l'**Hypothèse 4** et donc la pertinence de la modélisation à l'échelle du trou percé. À cette fin, une autre modélisation éléments finis a été développée. Parallèlement, des essais ont été réalisés dans l'optique de confronter les résultats numériques et expérimentaux. Ces essais consistent en une opération de perçage sur un pion de Ti-6Al-4V dont le diamètre ( $\varnothing 12.99\text{mm}$ ) est légèrement plus important que celui du foret étudié ( $\varnothing 11\text{mm}$ ).

Le changement d'échelle, autrement dit la reconstitution d'arêtes, a été validé par une confrontation thermique entre les deux types d'essais à savoir le perçage de tubes/pion (diamètres inférieurs à  $\varnothing 11\text{mm}$ ) et le perçage de pion de plus grand diamètre ( $\varnothing 12.99\text{mm}$ ) étant donné le changement de géométrie. Cette reconstitution géométrique de l'arête conduit ici à une intégration des phénomènes de coupe le long de l'arête de coupe en supposant d'après l'**Hypothèse 4** que les interactions entre les différentes portions d'arêtes sont négligeables devant les phénomènes au sein de chacune d'elle.

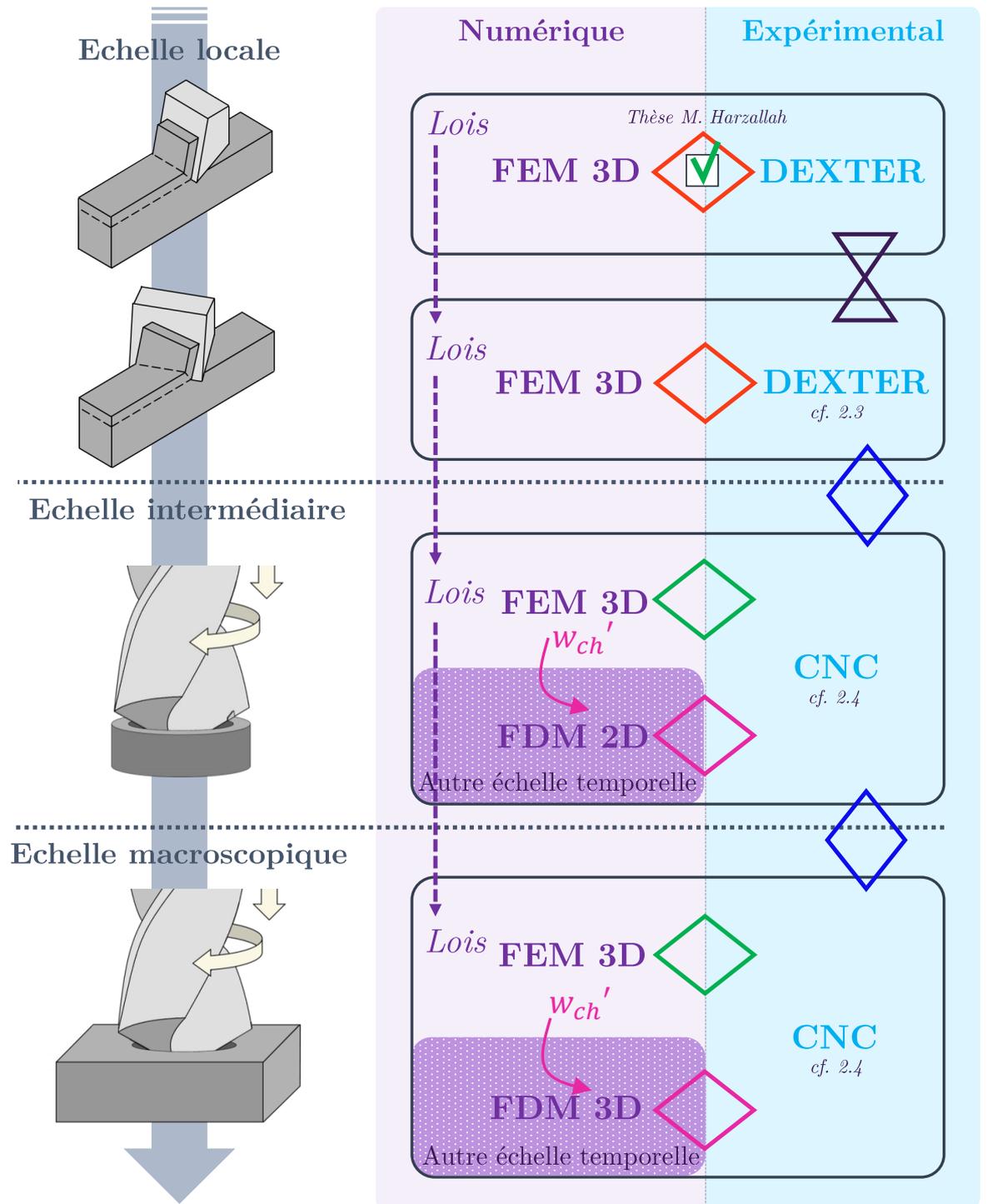
Concernant la validation dite « temporelle », la même approche que celle employée à l'échelle intermédiaire a été adoptée (voir figure 2.8) : un modèle thermique sur Matlab a permis de fournir les champs de température sur la surface extérieure du pion  $\varnothing 12.99\text{mm}$  à partir d'un terme source de chaleur issu du modèle éléments finis de perçage pleine matière du Ti-6Al-4V.

Il est à noter que pour tenir compte, à l'échelle locale, du passage répété de l'outil, il est préférable de réaliser des essais autorisant ce passage périodique de l'outil sur la surface usinée. Il pourrait paraître judicieux de se tourner vers des expérimentations en coupe orthogonale sur disque (qui présenteraient l'avantage d'induire un chargement thermique périodique et répétitif). Cependant, cette approche suppose des difficultés expérimentales insurmontables : conditions aux limites forcément différente de celles en perçage, fréquence du chargement quasi impossible à reproduire fidèlement. Il apparaît donc que l'étude locale après plusieurs tours d'outil est expérimentalement trop complexe. Par conséquent, nous retiendrons l'**Hypothèse 6**, selon laquelle la validation après plusieurs tours à l'échelle intermédiaire implique la validation à  $n$  tours à l'échelle locale.

**Hypothèse 6 :** La validation du modèle aux échelles locale et intermédiaire au premier passage de l'outil alliée à la validation du modèle à l'échelle intermédiaire dans le temps implique la validation de la modélisation à l'échelle locale après plusieurs passages de l'outil.

## 2.2.6 Synthèse

La démarche adoptée repose donc sur une approche multi-échelle, adressée par le biais de confrontations essais-calculs à chaque échelle et par la validation des changements d'échelle. L'originalité vient aussi du fait de coupler des modèles analytiques thermiques à des modèles éléments finis thermomécaniques pour être en mesure de prendre en compte l'évolution des phénomènes sur  $n$  tours. L'ensemble de la démarche est schématisé figure 2.8.



Confrontations pour validation :

- ◇ Essais-calculs  $T, [\epsilon], P_{th}$
- ◇ Essais-calculs  $[\epsilon], P_{th}$
- ◇ Essais-calculs  $T_N \text{ tours}$
- ◇ Inter-échelles :  $P_{th}$ , copeaux, efforts

Confrontations complémentaires :

- ⊗ Effet angle  $\lambda$  :  $T, [\epsilon], \dot{\epsilon}$ , Efforts,  $P_{th}$

DEXTER : nom du banc de coupe utilisé  
 CNC : machine-outil à commande numérique  
 FDM : Modélisation par différences finies  
 $T$  : température  
 $[\epsilon]$  : déformations  
 $\dot{\epsilon}$  : vitesses de déformations  
 $P_{th}$  : puissance calorifique

Figure 2.8 – Schématisation de la démarche scientifique employée dans ces travaux de thèse

## 2.3 Échelle locale : coupe orthogonale & oblique du Ti-6Al-4V

Dans le cadre de la démarche scientifique développée dans la section 2.2 précédente, une modélisation multi-échelle de l'opération de perçage a été jugée appropriée étant donnée la complexité des phénomènes de coupe inhérents à ce procédé. En particulier, il a été supposé que s'intéresser aux phénomènes de coupe à l'échelle locale sur l'arête de coupe d'un foret revient à étudier ces mécanismes lors d'essais de coupe oblique du Ti-6Al-4V. Ces essais, ainsi que les choix expérimentaux concernant les diverses instrumentations et de leur calibration en vue des mesures de déformations et de températures, font l'objet de cette présente partie.

### 2.3.1 Dispositif expérimental DEXTER

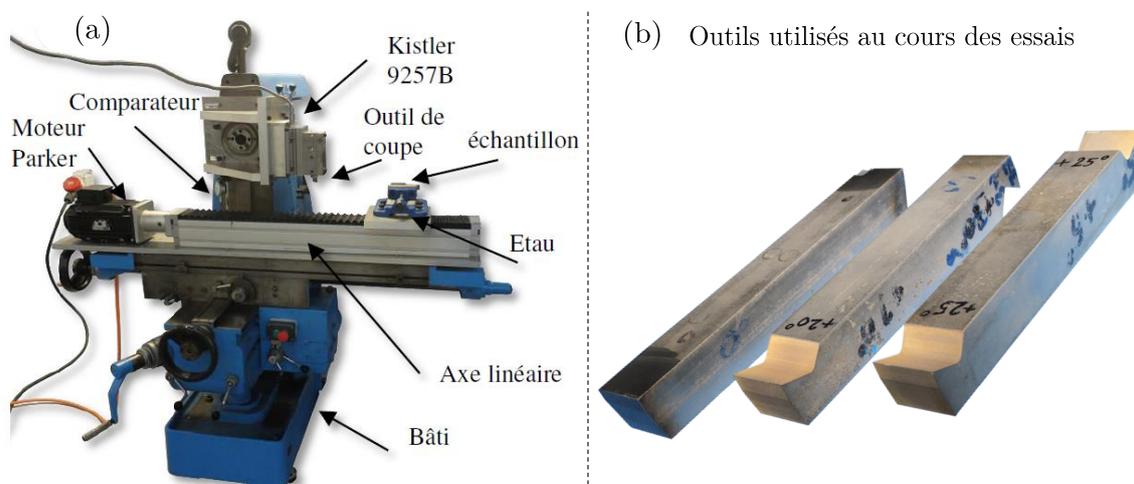


Figure 2.9 – (a) Le dispositif DEXTER utilisé pour les essais de coupe orthogonale & oblique à l'échelle locale [Harzallah2018]. (b) Outils en carbure non revêtu présentant des angles de coupe de  $[0^\circ; 20^\circ; 25^\circ]$  utilisés.

Des essais de coupe orthogonale et oblique ont été effectués sur le banc de coupe DEXTER : une éprouvette de Ti-6Al-4V de 3.38mm d'épaisseur, est maintenue dans un étai mobile, et projetée sur un outil non revêtu en carbure de tungstène, fixé à l'aide d'un porte-outil (figure 2.9). Le pilotage de la vitesse de coupe  $V_c$  est effectué par un axe linéaire via un boîtier COMPAX3. Un échelon de vitesse de coupe est alors imposée par le moteur via une vis à bille de pas 40mm [Blanchet2015 ; Harzallah2018]. L'avance prise par l'outil  $f$  est, quant à elle, imposée par le déplacement de la table de la fraiseuse et contrôlée à l'aide d'un comparateur installé entre la table et le bâti.

Les efforts sont mesurés à l'aide d'une platine dynamométrique à 6 composantes Kistler 9257B supportant l'ensemble outil/porte-outil. Afin d'assurer un angle oblique  $\lambda_s$  de  $10^\circ$  entre l'arête de coupe et la normale à la direction de coupe au cours des essais de coupe oblique, des cales spécifiques sont utilisées pour orienter l'outil (voir figures 2.10 et 2.11c).

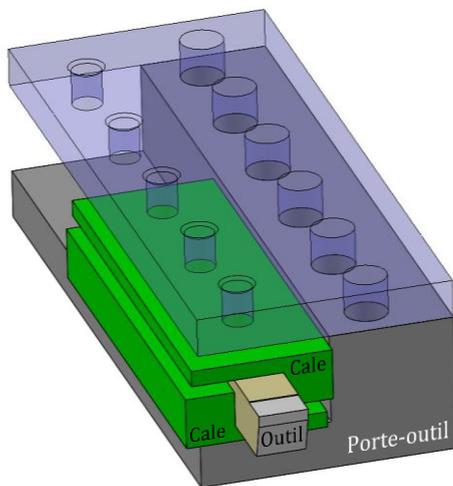
Les conditions de coupe testées sont reportées dans le tableau 2.2. Les premières conditions de coupe (1a-1b, 2a-2b, 3a-3b, 4a-4b) ont été choisies de manière à correspondre à celles rencontrées localement en perçage sur l'arête de coupe du foret présenté figure 2.2 pour une vitesse de broche de 450 tr/min ( $V_c = 15.55m/min$  au niveau du bec) et une avance de 0,1 mm/tr ou 0,2 mm/tr. Cette sélection est davantage explicitée à la section suivante. D'autre part, afin d'étudier l'effet de la vitesse de coupe et de l'avance sur les mécanismes de coupe, des essais complémentaires (5a-5b-5c-5d-5e) ont été réalisés à une avance plus élevée ( $f = 150\mu m$ ). Enfin, en vue d'évaluer

l'influence de l'ajout d'un angle oblique, des essais (**6a-6b**) dans les mêmes conditions que les tests **4a-4b** ont également été effectués, avec un angle oblique  $\lambda$  de  $10^\circ$ . Les différents outils alors utilisés possèdent respectivement un angle de coupe  $\gamma$  de  $0^\circ$ ,  $20^\circ$  et  $25^\circ$ , un angle de dépouille  $\alpha$  de  $6^\circ$  et un rayon d'acuité  $R_\beta$  de l'ordre de  $10\text{-}15\mu\text{m}$ .

**Table 2.2** – Paramètres et conditions de coupe des différents tests effectués sur le banc de coupe

ID Test	$\lambda_s$ ( $^\circ$ )	$\gamma$ ( $^\circ$ )	$V_c$ (m/min)	$f$ (mm)
<b>1a</b>	10	25	13.36	0.05
<b>1b</b>	10	25	13.36	0.10
<b>2a</b>	10	25	11.81	0.05
<b>2b</b>	10	25	11.81	0.10
<b>3a</b>	10	20	10.04	0.05
<b>3b</b>	10	20	10.04	0.10
<b>4a</b>	0	0	3.96	0.05
<b>4b</b>	0	0	3.96	0.10
<b>5a</b>	10	0	3	0.15
<b>5b</b>	10	0	6	0.15
<b>5c</b>	10	0	9	0.15
<b>5d</b>	10	0	12	0.15
<b>5e</b>	10	0	15	0.15
<b>6a</b>	10	0	3.96	0.05
<b>6b</b>	10	0	3.96	0.10

a) Coupe orthogonale :  $\gamma_f = 0^\circ$



b) Coupe oblique horizontale :  $\gamma_f = 20^\circ - 25^\circ$ ,  $\lambda_s = 10^\circ$

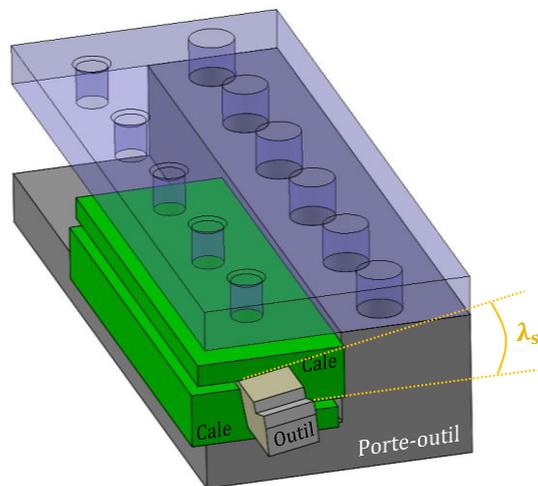


Figure 2.10 – Représentation (CAO) de la géométrie des cales utilisés : (a) en coupe orthogonale - (b) en coupe oblique horizontale autorisant un angle  $\lambda_s = 10^\circ$

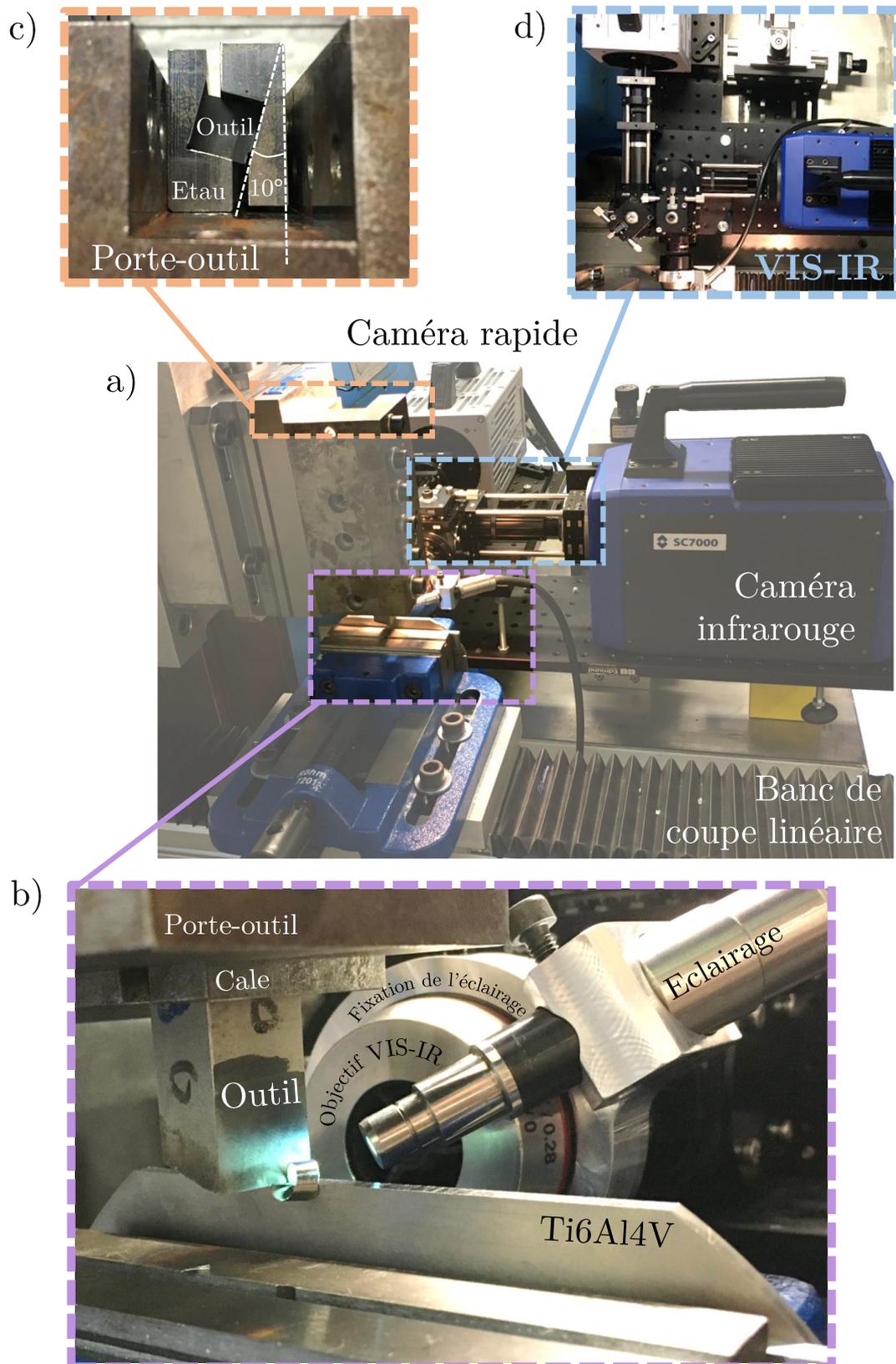


Figure 2.11 – (a) Instrumentation des caméras sur le dispositif optique VISIR en vue d'une acquisition de données sur le banc de coupe DEXTER (b) Système de fixation du foyer de l'éclairage au voisinage de la zone de coupe (c) Mise en place de l'angle  $\lambda_s = 10^\circ$  en coupe oblique (d) Ensemble VISIR/Caméras vu de dessus

### 2.3.2 Éprouvette

L'éprouvette est issue de la coupe d'un disque poli de Ti-6Al-4V et représentée figure 2.12 (informations complémentaires sur le matériau à la section 2.1.2). Elles possèdent une épaisseur de 3.38mm et une longueur et une hauteur respectivement de l'ordre de 12.5cm et 3cm.

En vue de mesurer les champs de déformations par corrélation d'images, la microstructure a été révélée par attaque chimique au réactif de Weck de manière à disposer d'un mouchetis naturel pour la détermination des champs de déformations par corrélation d'images.

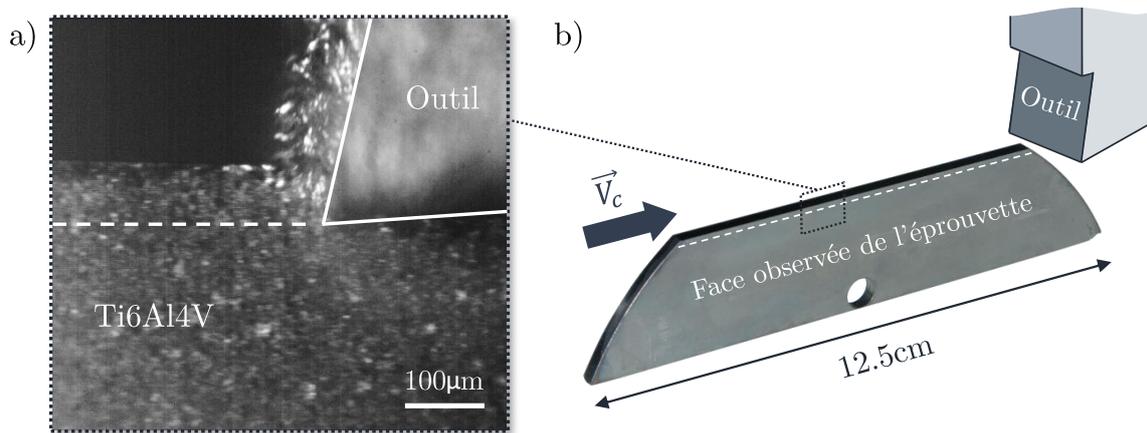


Figure 2.12 – (a) Image brute de la zone de coupe observée via le dispositif VISIR (b) Éprouvette de Ti-6Al-4V utilisée au cours des essais de coupe orthogonale et oblique

L'utilisation de la thermographie infrarouge dans le contexte de ces essais de coupe orthogonale et oblique requiert de porter une attention particulière à l'émissivité du matériau. Cette grandeur est définie comme le rapport entre la luminance du corps réel sur la luminance du corps noir portée à la même température. Afin d'être capable de convertir un rayonnement incident en température, celle-ci doit être connue dans la bande spectrale concernée. De plus, le rapport signal sur bruit perçu par la caméra dépend directement du flux émis ce qui amène alors à maximiser l'émissivité pour limiter la problématique de bruit. À cet effet, en supposant que la puissance thermique disponible ne dépend que des paramètres de coupe (fixés préalablement), l'unique moyen d'augmenter le flux reçu par la caméra consiste à augmenter l'émissivité et donc d'agir sur l'état de surface.

**Quantifier l'émissivité** - L'émissivité a été mesurée à l'aide d'un spectromètre infrarouge à transformée de Fourier (IRTF) de marque Brüker Vertex 70. La figure 2.13) montre l'allure du spectre d'émissivité sur la bande spectrale de la caméra SC7000 [ $2.5\mu m$ ;  $5.5\mu m$ ]. Afin de simplifier l'exploitation, une valeur moyennée sur la gamme spectrale de 0.71 sera retenue. Par ailleurs, cette grandeur est réputée évoluer avec la température<sup>3</sup>[González-Fernández+2012]. Cependant, les températures atteintes lors de ces essais ( $T < 300^\circ C$ ) permettent de supposer que la valeur mesurée à l'ambiante reste valide (tant que la température demeure inférieure à  $300^\circ C$ ).

**Maximiser l'émissivité** - Les essais présentés dans le tableau 2.2 sont menés avec des avances plus faibles que ceux réalisés par M. Harzallah. Il est donc logique d'attendre des flux thermiques plus faibles et donc de se prémunir d'un problème de bruit en cherchant à obtenir un état optique de la surface à même de maximiser l'émissivité. Les éprouvettes utilisés dans les travaux de M. Harzallah ont été polies et attaquées avec un réactif de

3. a fortiori si des phénomènes d'oxydation entrent en jeu – hypothèse qui ne semble pas devoir être retenue dans le cas des présents essais.

Kroll<sup>4</sup>. L'émissivité spectrale obtenue est tracée sur la figure 2.13) et une valeur moyennée de 0.36 avait alors été retenue. Dans le présent travail de thèse un réactif de Weck<sup>5</sup> a été utilisé. Comme expliqué ci-dessus ce choix permet de multiplier quasiment par 2 l'émissivité et donc le flux perçu par la caméra à une même température.

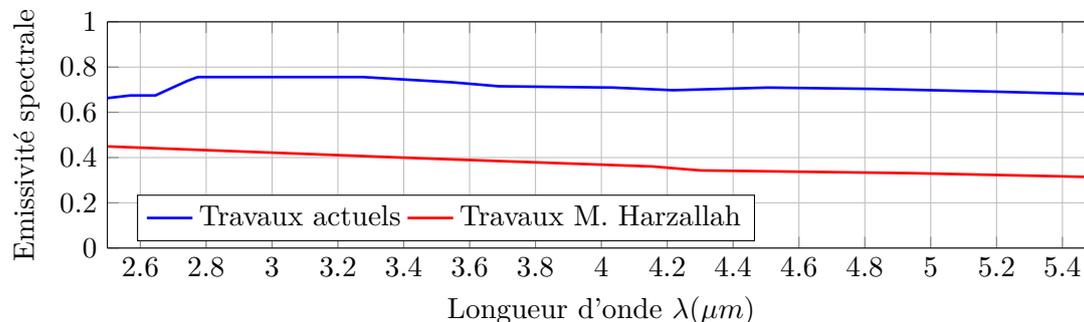


Figure 2.13 – Réponse spectrale du Ti-6Al-4V constituant l'éprouvette utilisée au cours des essais à l'échelle locale (20°C) et celle utilisée dans le cadre des essais de coupe orthogonale de M. Harzallah [Harzallah2018] - Le changement d'attaque chimique permet de maximiser l'émissivité

### 2.3.3 Dispositif d'imagerie multi-spectrale VISIR

Au cours des travaux de thèse de Mahmoud Harzallah [Harzallah+2018], le dispositif VISIR (acronyme de **VIS**ible et **InfraRouge**) a été conçu afin de répondre au besoin de mesures de champs thermomécaniques couplées et simultanées aux petites échelles. Ce dispositif d'imagerie a été développé au sein de l'ICA et permet la capture simultanée d'images dans deux bandes spectrales ( $[0.5-1.1]\mu\text{m}$  et  $[1.1-20]\mu\text{m}$ ) d'une zone d'environ  $600\mu\text{m}$  de côté. Ce dispositif optique est constitué d'un objectif réflectif de construction Schwarzschild [Steel1951] de grandissement X15 muni de deux miroirs revêtus or. Cette configuration offre la possibilité d'avoir (i) un objectif transmittant sur une très large bande spectrale (allant de  $5.5$  à  $20\mu\text{m}$ ) et (ii) l'absence d'aberration chromatique. Le flux incident est ensuite séparé grâce à une lame en silicium qui réfléchit la partie visible et transmet la partie infrarouge. Enfin ces deux rayonnements sont focalisés vers les capteurs des caméras visible et thermique respectivement via un triplé achromatique et un miroir parabolique hors axe. Notons enfin qu'une lame séparatrice (R50/T50) est insérée sur la ligne visible afin de pouvoir y adjoindre un éclairage.

Les mesures de champs thermomécaniques sont ici effectuées au cours d'essais de coupe orthogonale mais également de coupe oblique du Ti-6Al-4V. Dans ce cadre, de nouvelles difficultés apparaissent. Tout d'abord, en coupe oblique, le copeau s'enroule latéralement et donc possible-ment en direction de l'objectif et dans le champ d'observation. L'angle oblique doit donc être appliqué de manière à générer un copeau dont l'enroulement se situe du côté opposé au système d'imagerie. D'autre part, la conservation en coupe de la mise au point aux petites échelles et pour des vitesses relativement élevées est complexe et cela est d'autant plus vraie en coupe oblique. En effet, l'éprouvette est légèrement déviée latéralement en coupe oblique ce qui rend très délicate l'acquisition d'images nettes du fait de la composante latérale de l'effort de coupe appliqué. Rappelons que la profondeur de champs disponible à ce grandissement est d'environ  $\pm 30\mu\text{m}$ .

De plus, en vue de confronter les résultats expérimentaux d'essais de coupe et de perçage, les essais de coupe ont été réalisés pour des avances plus faibles ( $50$ ,  $100$  et  $150\mu\text{m}$ ) que celle prise lors des travaux précédents ( $250\mu\text{m}$ ). Ces conditions, peu favorables à la corrélation d'images,

4. 100 ml d'eau, 1-3 ml d'acide hydrofluorique 2-6 ml d'acide nitrique

5. 100 ml d'eau, 5 g de bifluorure d'ammonium

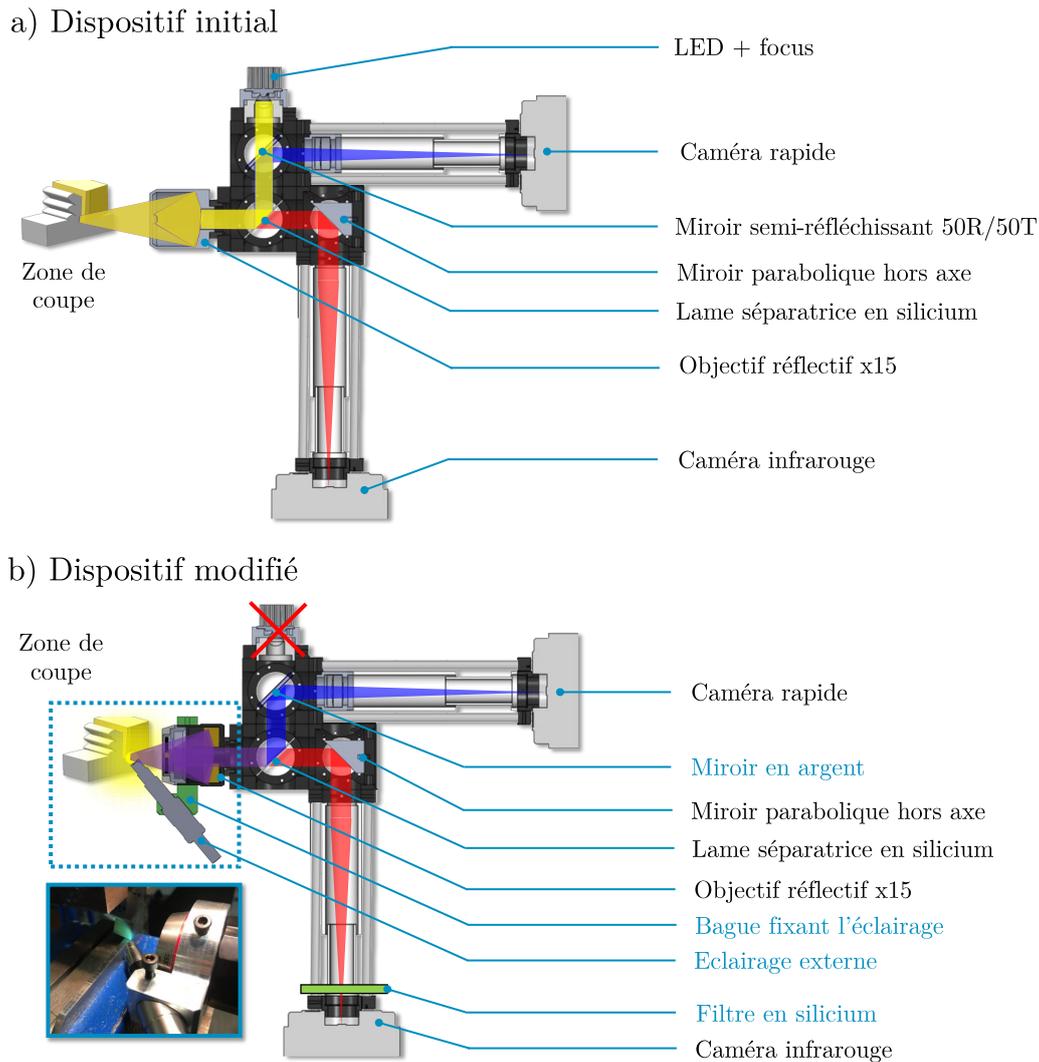


Figure 2.14 – Schématisation du dispositif optique VISIR - a) initial [Harzallah2018] - b) modifié et utilisé au cours des essais de coupe orthogonale et oblique

conduisent à la volonté d'améliorer la qualité des images obtenues par rapport aux travaux précédents. Dans cette optique, une attention particulière a été portée sur l'éclairage.

### 2.3.4 Éclairage & DIC

La mise en place d'un éclairage adéquat en microscopie ainsi qu'en imagerie rapide constitue un véritable enjeu. La zone d'intérêt restreinte associée au besoin de fréquences d'acquisition élevées conduit à placer la problématique de l'éclairage comme centrale en vue de réaliser des mesures par corrélation d'images en pointe d'outil. De plus, dans le présent travail, le choix de l'application d'une attaque chimique au réactif de Weck diminue sensiblement la réflectivité de l'éprouvette dans l'infrarouge mais aussi dans le visible et accentue donc cette difficulté.

Le problème se réduit donc à maximiser l'éclairement  $E_v$  de la scène observée afin de (i) générer une lumière suffisamment importante pour sortir du bruit de mesure des capteurs CMOS utilisés en imagerie rapide et de (ii) pouvoir utiliser des temps d'intégration faibles permettant de se prémunir du risque de flou cinétique. L'éclairement  $E_v$  est défini comme suit :

$$E_v = \frac{\Phi_v}{S} \quad (2.1)$$

Où  $\Phi_v$  est le flux lumineux incident et  $S$  l'aire de l'élément de surface éclairé. Ainsi, deux pistes permettant de maximiser l'éclairement  $E_v$  se profilent : augmenter le flux incident  $\Phi_v$  (en augmentant par exemple la puissance de la source), et/ou améliorer la collimation de la source lumineuse afin de diminuer la surface sur laquelle celle-ci se projette.

Dans le cas de la configuration originale du dispositif VISIR présentée sur la figure 2.14a, la collimation de la source se fait via l'objectif réfléchissant mais de nombreuses pertes sont notables au cours du chemin optique des rayons lumineux. En effet, le passage par le miroir semi-réfléchissant (R50/T50) engendre une perte de 50% de la puissance lumineuse initiale puis seulement 40% de cette puissance restante atteint la zone observée suite à la réflexion sur la lame en silicium (réflectivité mesurée à 0.3576 dans la bande spectrale du domaine visible). En supposant qu'il n'y ait aucune perte suite à la réflexion sur la surface d'intérêt, le trajet retour des rayons lumineux retranche à nouveau la puissance initiale, si bien que seulement 4% de cette puissance est réellement utilisée. Par ailleurs, pour des raisons d'encombrement, il s'avère difficile d'imaginer une collimation de la source par un second objectif extérieur au dispositif. C'est donc la première piste qui a été retenue – à savoir augmenter le flux incident.

Le dispositif VISIR a donc été modifié (nouveau dispositif visible figure 2.14b) au moyen de trois initiatives complémentaires :

**Augmenter la puissance brute** de la source en remplaçant la source LED de puissance 1040lm par une lampe à décharge UHP (source commerciale de marque Olympus, modèle ILP-1/120W). Cette dernière présente un rendement de l'ordre de 100lm/W et comporte un guide liquide qui permet de focaliser les rayons issus de la source lumineuse sur une surface relativement faible (diamètre 4mm). Le choix de ce type d'éclairage « chaud » en comparaison à la LED « froide » précédemment employée impose cependant de placer une seconde lame en silicium devant le capteur de la caméra thermique. Cette lame a alors été ajoutée devant la caméra infrarouge afin d'empêcher des rayonnements dans le domaine proche infrarouge de pénétrer dans la caméra (ce qui serait susceptible de l'endommager) - tout en autorisant la transmission de 90% des rayonnements infrarouges moyens.

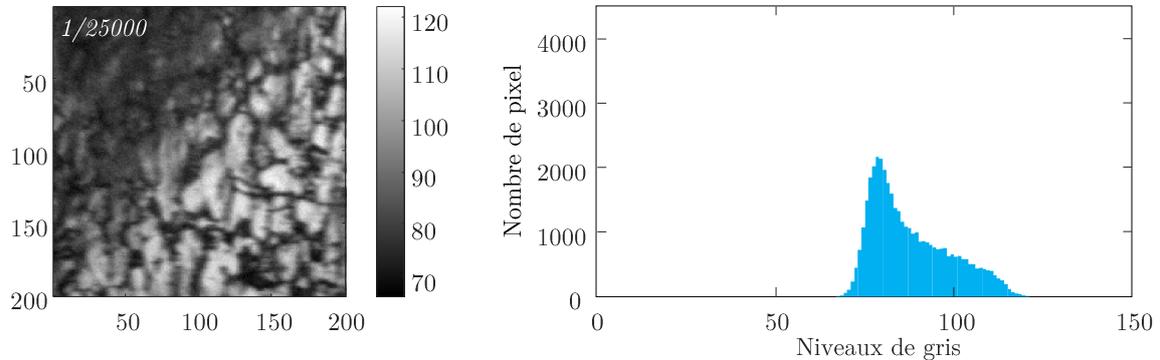
**Augmenter la puissance nette** de la source en plaçant l'arrivée de lumière à l'extérieur ce qui permet de supprimer le passage aller-retour par la lame séparatrice.

**Compenser l'absence de collimation** par un positionnement « au plus près » de la fibre afin de minimiser la surface projetée. Les pertes engendrées par le montage initial ont alors été contournées par la fabrication et la mise en place d'une pièce de support se fixant autour de l'objectif du VISIR. Celle-ci permet ainsi de maintenir l'extrémité du guide liquide de la nouvelle lampe au plus proche de la zone de coupe (figure 2.11). Néanmoins, ce système d'éclairage conduit à illuminer la surface observée avec un angle d'incidence de 50° et rend donc indiscernable la microstructure.

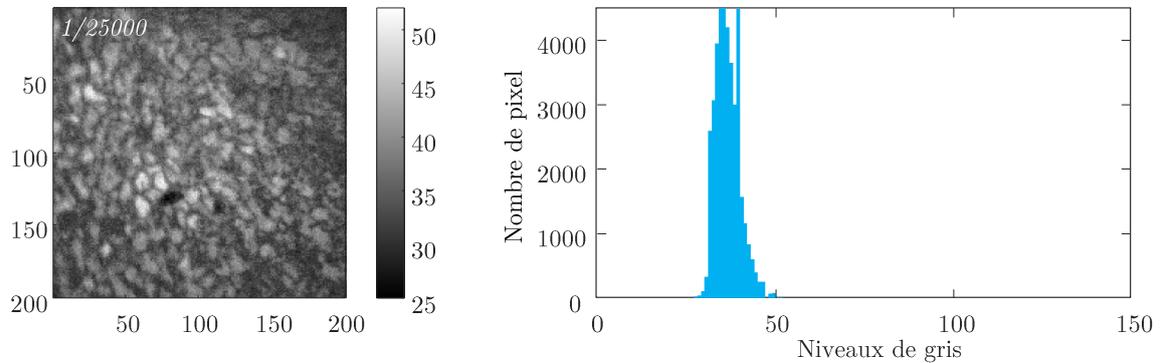
Comme évoqué précédemment, l'utilisation de réactif de Weck ainsi que l'incidence de l'éclairage de 50° altèrent drastiquement la texturation de l'image. Cependant, l'utilisation de la corrélation d'images impose de s'intéresser à cet aspect afin de disposer d'un contraste suffisant à l'application de cette technique. Il a été choisi d'utiliser l'approche proposée par Pan *et al.* [Pan+2009] basée sur le gradient local de niveau de gris (MIG) : cette grandeur permet de quantifier la qualité du mouchetis. La figure 2.15a présente une éprouvette de Ti-6Al-4V attaquée au Kroll et illuminée par la source LED placée au foyer confocal de l'objectif (dispositif initial) - le MIG alors obtenu est de  $\delta_f = 11.48$  (10.52 dans les travaux de M. Harzallah [Harzallah+2017]). En revanche, pour ce même système d'éclairage, une éprouvette de Ti-6Al-4V attaquée au réactif de Weck occasionne un MIG quasiment deux fois plus faible, à savoir de  $\delta_f = 6.29$  (figure 2.15b). Ce résultat vient confirmer l'impression visuelle (image plus sombre et moins contrastée) motivant la modification du système d'éclairage. Finalement, l'image obtenue suite aux modifications de l'éclairage de la scène d'intérêt (figure 2.15c) est plus claire et présente un MIG de  $\delta_f = 15.89$ .

Cette valeur plus importante que dans les cas précédents indique que ces modifications ont permis d'obtenir des images plus contrastées.

a) **Eclairage** : au foyer confocal – **Réactif** : Kroll



b) **Eclairage** : au foyer confocal – **Réactif** : Weck



c) **Eclairage** : extérieur – **Réactif** : Weck

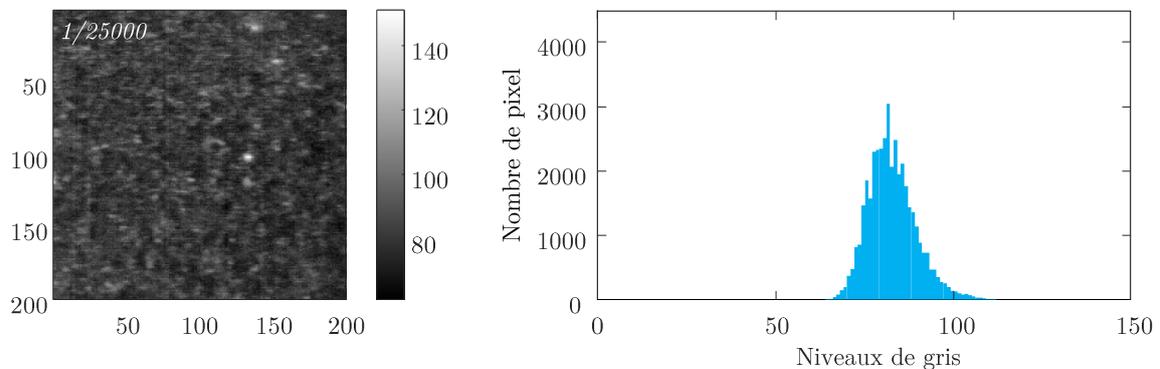


Figure 2.15 – Comparaisons des mouchetis et de leurs qualités (a) éclairage précédent - attaque Kroll (b) éclairage précédent - attaque Weck (c) Nouvel éclairage - attaque Weck

En conclusion, les modifications apportées au système d'éclairage ont permis d'améliorer grandement la puissance brute et nette de la source lumineuse mais l'angle d'incidence sur la scène et la nouvelle préparation de surface diminuent fortement la texturation des images obtenues. Finalement, cela conduit à un niveau de luminosité équivalent à celui observé dans les travaux de M. Harzallah [Harzallah2018]. Cependant, deux points d'amélioration sont à relever suite à ces diverses modifications. D'une part, les images présentent un MIG plus élevé et sont donc plus contrastées ce qui implique une meilleure précision sur les champs de déplacements déterminés par DIC. D'autre part, la modification de la préparation de surface (réactif de Weck) conduit certes à une baisse de la texturation dans le visible mais celle-ci permet une augmentation de l'émissivité et donc une amélioration significative de la mesure thermique.

### 2.3.5 Instrumentation de caméras

Des caméras rapide et infrarouge sont donc instrumentées sur le dispositif optique VISIR présenté à la section 2.3.3. Afin d'assurer un couplage des mesures cinématiques et thermiques, un boîtier électronique permettant un déclenchement simultané des mesures a été utilisé.

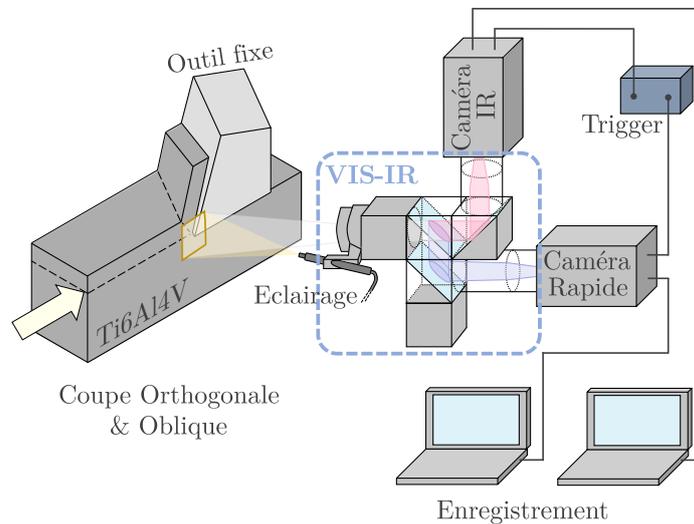


Figure 2.16 – Schématisation du dispositif expérimental utilisé pour les essais à l'échelle locale

Une caméra rapide Photron FASTCAM SA3 a été utilisée pour l'acquisition des images dans le domaine du visible. Le réglage du temps d'intégration résulte d'un compromis entre la nécessité d'avoir des images suffisamment lumineuses et la nécessité d'obtenir des images nettes. Le temps d'intégration  $t_i$  d'une caméra correspond à la durée d'exposition de la scène observée à la lumière avant transfert (à ne pas confondre avec le temps de transmission d'information). Augmenter le temps d'intégration revient donc à augmenter l'éclairement de la surface exposée et donc la luminosité des images obtenues. Cependant, lorsque la zone observée est en mouvement et animée d'une vitesse relativement élevée, un temps d'intégration trop important (et donc une fréquence d'acquisition trop faible) expose au phénomène de flou cinétique.

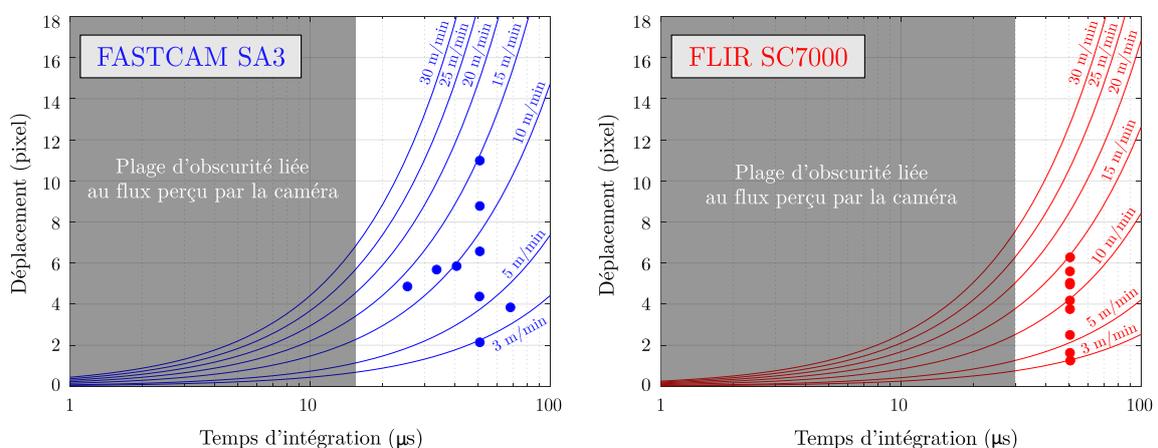


Figure 2.17 – Influence du temps d'intégration et de la vitesse de coupe sur le déplacement d'un point matériel durant le temps d'intégration du capteur - Les points indiquent les configurations expérimentales retenues (voir tableau 2.2)

Sous l'hypothèse d'un déplacement de corps rigide, il est possible d'évaluer le déplacement d'un point matériel durant le temps d'intégration pour différentes consignes de vitesses de coupe. La figure 2.17 représente l'amplitude du flou cinétique pour les deux caméras (rapide et IR) ainsi que les valeurs des déplacements durant le temps d'intégration pour les essais réalisés à l'échelle locale (voir les conditions des essais tableau 2.2). Il apparaît que les images, notamment celles des essais aux vitesses les plus élevées, présentent un flou cinétique significatif. Afin de limiter ce phénomène, une solution serait de diminuer ce temps d'intégration afin d'autoriser également une augmentation de la fréquence d'acquisition. Néanmoins, un temps d'intégration trop faible peut conduire à une baisse significative de la luminosité des images obtenues. De plus, cette solution se heurte à la nécessité d'avoir des images claires et contrastées pour la corrélation d'images (voir section 2.3.4).

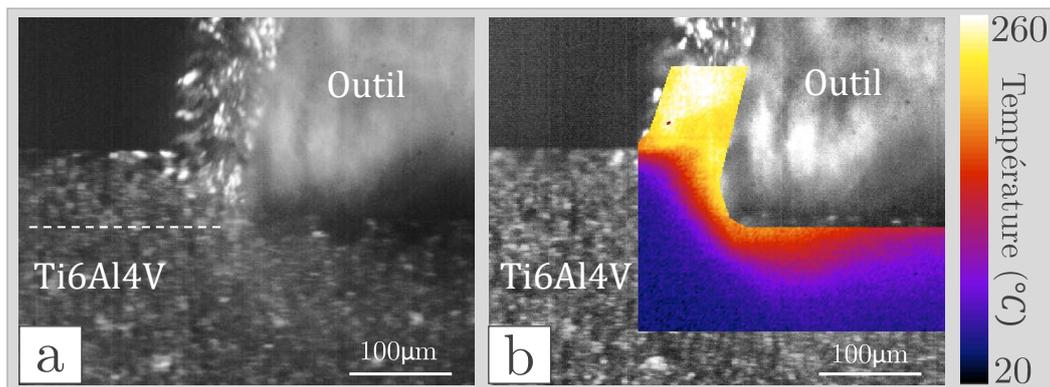


Figure 2.18 – (a) Image brute de la zone de coupe observée via le dispositif VISIR (b) Même image brute sur laquelle est superposée le champ de température issu de la caméra infrarouge à travers le dispositif optique VISIR

La littérature [Jones+2018 ; Turrisi+2018 ; Zappa+2014] permet d'évaluer l'amplitude de l'erreur commise, par la méthode DIC retenue, en présence de flou cinétique. Il apparaît, à la lecture de ces travaux, que dans le cas d'un flou cinétique de 6 pixels l'erreur de biais commise sur les déplacements avoisine  $0.01px$  et l'erreur aléatoire  $0.07px$ .

Dans l'idée de réaliser un compromis entre luminosité et netteté des images, les différents temps d'intégration et fréquences d'acquisition choisies pour cette caméra sont répertoriées dans le tableau 2.3).

Table 2.3 – Paramètres et conditions de coupe des tests effectués sur le banc de coupe

ID Test	FASTCAM SA3		FLIR SC7000	
	$f(Hz)$	$t_i(\mu s)$	$f(Hz)$	$t_i(\mu s)$
<b>1a-1b</b>	12000	25	600	50
<b>2a-2b</b>	6000	25-33	600	50
<b>3a-3b</b>	6000	40-50	600	50
<b>4a-4b-6a-6b</b>	6000	67	600	50
<b>5a-5b-5c-5d-5e</b>	6000	50	600	50

Le choix de la caméra infrarouge dépend notamment de sa bande spectrale. Trois caméras étaient disponibles, une dans chacune des bandes I, II et III correspondant respectivement à des longueurs d'ondes sur les intervalles  $[0.5-1.5]\mu m$ ,  $[2.5-5.5]\mu m$  et  $[8-12]\mu m$ . D'après la figure 2.19, ceci équivaut à des températures bien au delà de  $700^\circ C$  pour la bande I, des températures dans la gamme  $[300^\circ C-800^\circ C]$  en bande II et finalement des températures inférieurs à  $100^\circ C$  en bande III. Ainsi, au regard des courbes de Planck et du classement suivant la réponse spectrale

des caméras disponibles à l'ICA (voir figure 2.20a), il apparaît que l'ensemble des caméras (bande I, bande II et bande III) se situent en dehors de la zone d'intérêt avoisinant [20°C-300°C]. En réalité, il apparaît que la bande spectrale optimum se situe dans la fenêtre d'absorption infrarouge. Toutefois, d'après la figure 2.20b, l'intégration de ces luminances spectrales sur les bandes II et III semble indiquer une meilleure sensibilité de la mesure en bande III. Malgré cette constatation, trois facteurs ont contribué à sélectionner tout de même la caméra FLIR SC7000 en bande II : (i) La caméra bande III du laboratoire (modèle SC325) présente une fréquence d'acquisition inférieure à la caméra bande II (ii) l'optique de cette caméra est scellé sur le capteur ce qui implique de rajouter une lentille en Germanium (et donc un phénomène de chromatisme potentiel) pour pouvoir l'adapter au dispositif VISIR (iii) Les métaux présentent classiquement des émissivités plus faibles en bande III qu'en bande II [El Bakali+2019].

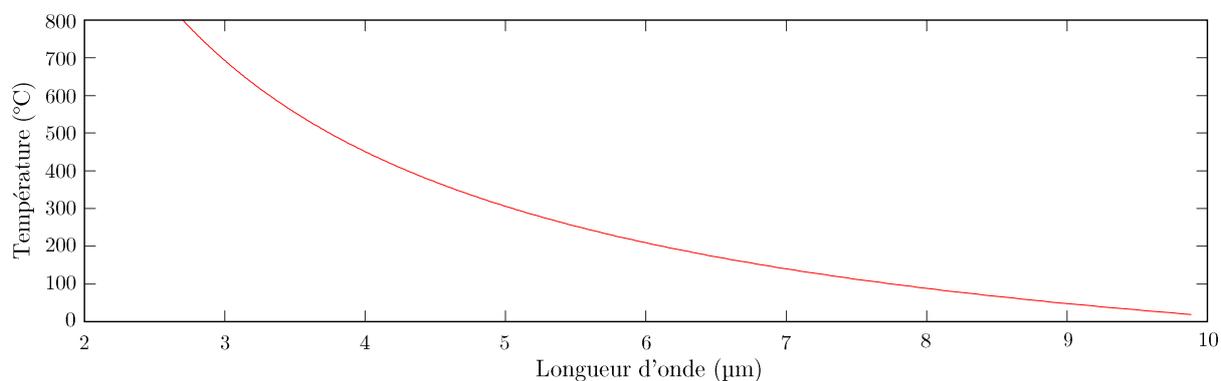


Figure 2.19 – Valeur du pic de Wien à différentes températures

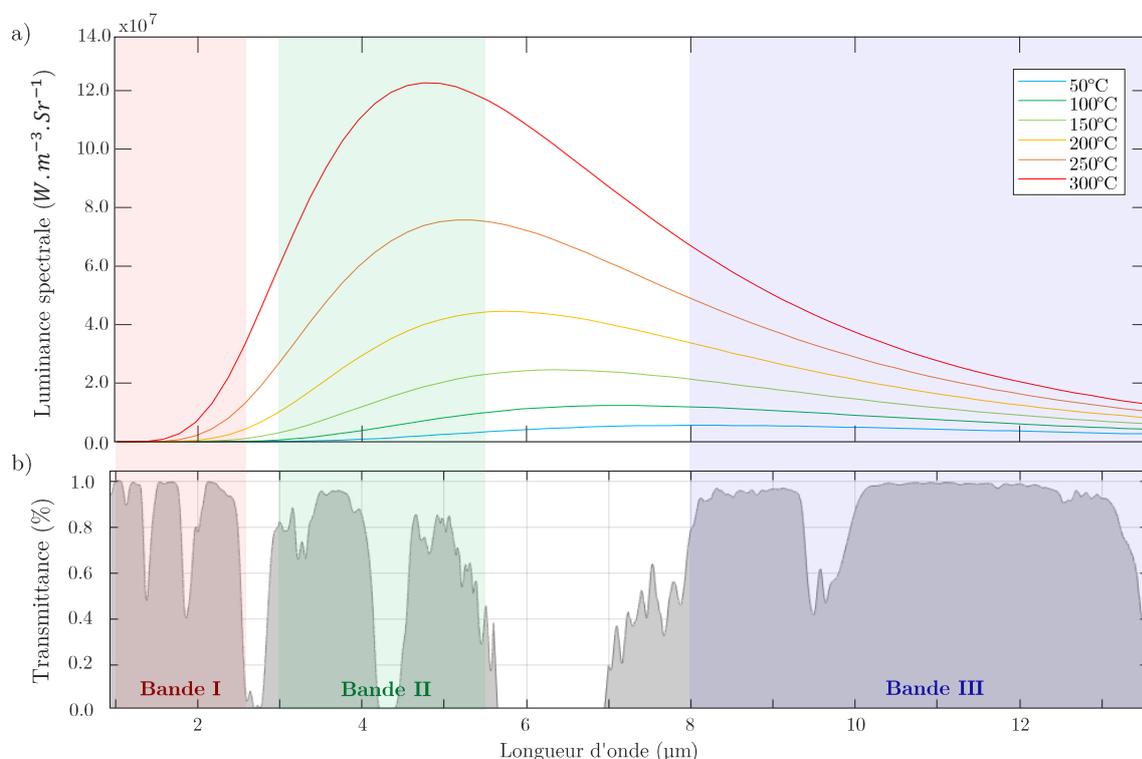


Figure 2.20 – (a) Courbes de Planck à plusieurs températures pour l'alliage de titane Ti-6Al-4V et superposition des caméras thermiques disponibles à l'ICA [Harzallah2018] (b) Transmittance dans chacune des bandes spectrales

Comme indiqué dans le tableau 2.3, une fréquence d'acquisition  $f$  de  $600\text{Hz}$  (valeur maximale admissible pour cet appareil) et un temps d'intégration  $t_i$  de  $50\mu\text{s}$  ont été sélectionnés pour la caméra FLIR SC7000.

Il est à noter que la taille des pixels (lignes visible et infrarouge) demeure inchangée par rapport aux travaux précédents, autrement dit  $1.133\mu\text{m}/\text{pixel}$  pour les images visibles et  $1.981\mu\text{m}/\text{pixel}$  pour les images infrarouges (voir la section 2.5.1).

## 2.4 Échelles intermédiaire & macroscopique : essais de perçage du Ti-6Al-4V

Afin de valider la modélisation multi-échelle telle qu'elle est souhaitée et développée en section 2.2, les résultats de chacun des modèles numériques établis à chaque échelle doivent être confrontés à des données expérimentales. Afin d'obtenir ces résultats expérimentaux aux échelles « intermédiaire » et macroscopique, des essais de perçage du Ti-6Al-4V ont été effectués et sont présentés dans cette partie. Ces essais ont tous été réalisés avec le foret SECO dont la géométrie complexe a été présentée à la section 2.1.1.

### 2.4.1 Échantillons

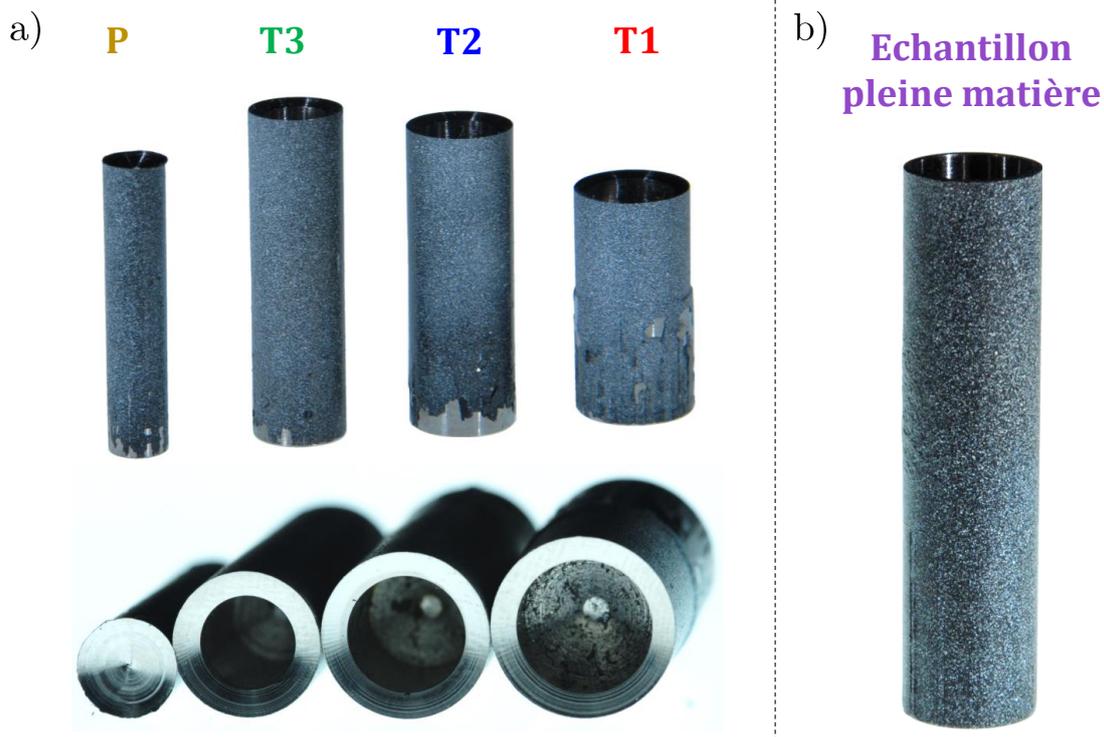


Figure 2.21 – Échantillons utilisés au cours des essais sur la machine CNC - après perçage (a) Tubes **T1**, **T2**, **T3** et pion **P** mouchetés, utilisés dans le cadre de l'étude à l'échelle intermédiaire (b) Pion **Pleine matière** utilisé pour l'étude à l'échelle macroscopique

Au cours de la section précédente 2.2, il a été établi que l'approche à l'échelle intermédiaire revient à discrétiser les phénomènes de coupe le long de l'arête de coupe et donc à discrétiser géométriquement l'arête d'après l'**Hypothèse 3**. Ainsi, les essais à cette échelle consistent à ne faire travailler qu'un segment de l'arête de coupe. En pratique, il s'agit de réaliser le perçage de différents tubes et d'un pion dont le diamètre est inférieur à celui du foret utilisé. Ces échantillons

correspondent aux tubes **T1**, **T2**, **T3** d'épaisseurs similaires  $e$  et au pion **P** dont les dimensions sont présentées dans le tableau 2.4. À l'échelle macroscopique, ce sont des essais de perçage pleine matière qui sont effectués, et plus particulièrement ici, le perçage d'un tube de diamètre supérieur à celui du foret utilisé (voir tableau 2.4).

L'ensemble de ces échantillons sont des tubes et des pions de Ti-6Al-4V (dont la microstructure et la composition chimique sont présentées 2.1.2) préalablement mouchetés à l'aide de peinture blanche projetée sur fond de peinture noire. Il est à noter que réaliser un mouchetis à base de peinture à cette échelle représente une réelle difficulté. En effet, le grandissement retenu est trop faible pour que les mesures s'appuient sur un mouchetis naturel reposant sur l'état de surface ou la microstructure. Néanmoins, il est tout de même suffisamment élevé pour permettre de visualiser des gouttelettes de 15 à 30 pixels de côté. En conséquence, la qualité de mouchetis est paradoxalement inférieure à celle présentée précédemment, pourtant à une échelle plus fine (Voir figure 2.22). De plus, la cylindricité de la surface imagée pose des problèmes d'éclairage (ligne verticale surexposée) mais aussi de profondeur de champs (notamment sur les bords de l'image du pion **P** dont le rayon de courbure et dans l'ordre de grandeur de la diagonale de l'image).

Rappelons ici que les valeurs des vitesses de coupe des essais de coupe élémentaire de l'échelle locale ont été choisies afin de correspondre aux valeurs des vitesses locales en perçage de tubes/pion : plus précisément au niveau des zones de coupe à mi-épaisseur pour chacun des échantillons. Cette démarche a également été adoptée pour le choix des angles de coupe et obliques  $\gamma$  et  $\lambda$  de l'échelle locale. D'après la figure 2.3, les angles de coupe  $\gamma_f$  de l'arête de coupe à mi-épaisseur des tubes sont de l'ordre de  $26^\circ$ ,  $24^\circ$ ,  $20^\circ$  et  $0^\circ$  respectivement pour les Tubes **T1**, **T2**, **T3** et le pion **P**. Au vu des outils à disposition, les essais de coupe à l'échelle locale ont été menés avec trois outils différents dont  $\gamma_f = 25^\circ$ ,  $20^\circ$  et  $0^\circ$ . L'angle de coupe  $\gamma_{fe}$  n'a pas été sélectionné puisque la translation verticale de l'outil est non étudiée au sein des modèles de perçage (voir chapitre 3) et inexistante en coupe élémentaire. Concernant l'angle oblique horizontal  $\lambda_s$ , une seule géométrie de cales est à disposition, autorisant un angle oblique de  $10^\circ$ . La valeur à mi-épaisseur du pion **P** de  $\lambda_s$  étant proche de  $0^\circ$ , aucun angle oblique n'a été appliqué lors des essais correspondants. Enfin, l'angle  $\lambda_s$  moyen sur le volume constitué par les trois tubes **T1**, **T2** et **T3** vaut  $11^\circ$  tout comme la valeur obtenue à mi-épaisseur de ce même volume. Ainsi,  $\lambda_s = 10^\circ$  a été jugée adéquate pour réaliser les essais de coupe oblique correspondants. Enfin, notons que le rayon d'acuité du foret SECO présenté en section 2.1.1 est du même ordre que ceux des outils de coupe élémentaire.

## 2.4.2 Dispositif expérimental

Ces essais de perçage de tubes et de pions de Ti-6Al-4V ont été réalisés sans lubrification sur la machine 5 axes DMG DMU85eVo avec un foret SECO de diamètre  $11\text{mm}$  possédant un revêtement en carbure cémenté TiAlN (présenté figure 2.2 en section 2.1.1). Dans cette configuration, et contrairement aux essais à l'échelle locale, l'outil se déplace tandis que les éprouvettes sont fixes (pince de serrage).

Les conditions de coupe qui ont été utilisées sont des vitesses de broche  $N$  de 450 et 1200 tr/min (c'est à dire des vitesses de coupe au bec de 15.55 et 41.47m/min) ainsi que des avances  $f$  de 0.1 et 0.2 mm/tr. Quelques essais complémentaires pour une vitesse de broche de 750 tr/min (vitesse de coupe de 25.92m/min) ont également été effectués sur le pion **P** (voir tableau 2.4).

Les efforts sont mesurés à l'aide de la même platine Kistler 9257B que précédemment. Celle-ci est placée sous le mandrin d'éprouvette et une attention particulière est portée au centrage du mandrin sur la platine afin d'autoriser la mesure aisée du couple de perçage.

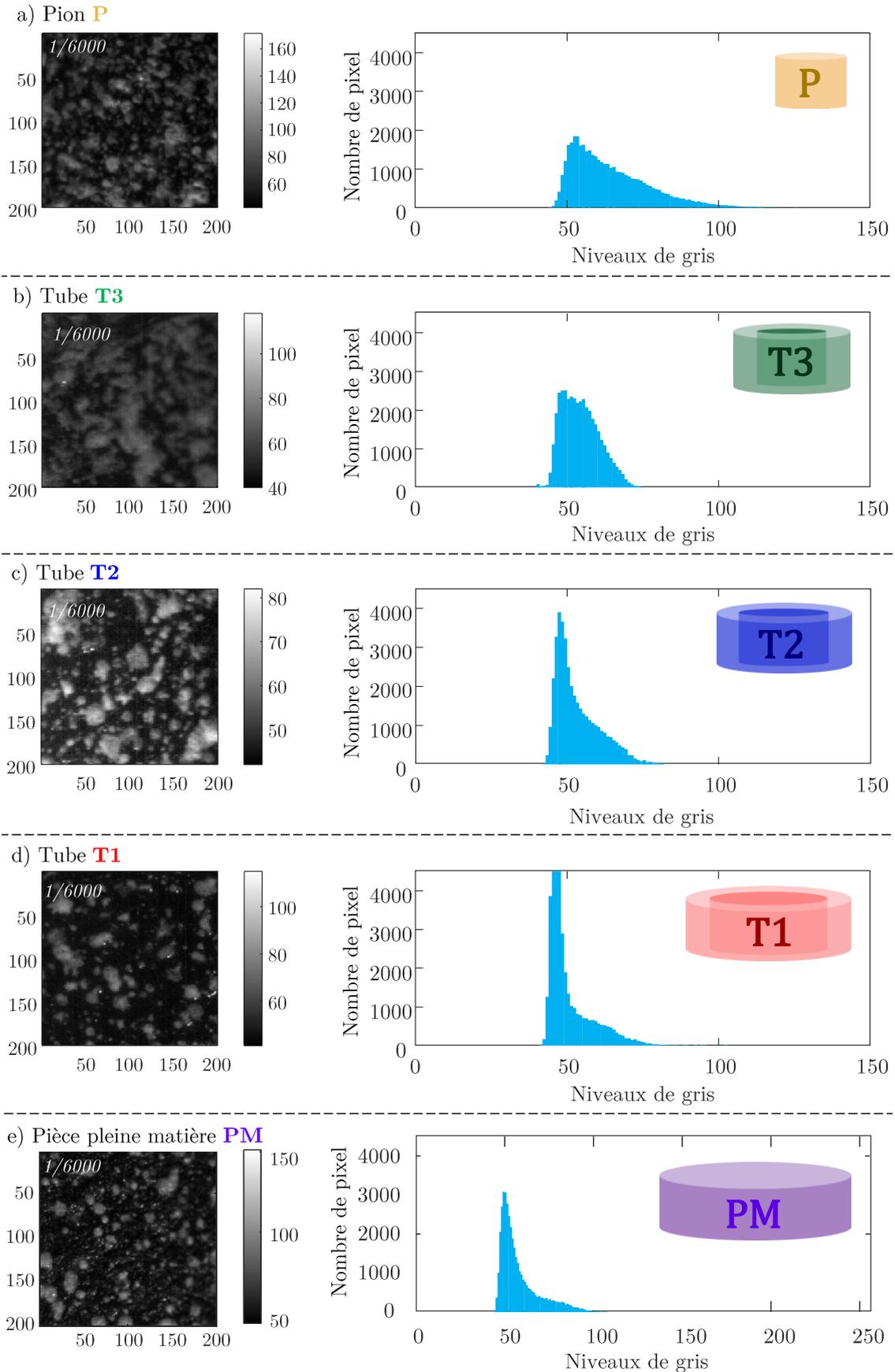


Figure 2.22 – Comparaisons des mouchetis et de leurs qualités (a) Pion **P** (b) Tube **T3** (c) Tube **T2** (d) Tube **T1** (e) Pièce pleine matière **PM**

**Table 2.4** – Conditions des essais de perçage et dimensions des échantillons percés

ID Test	$N(tr/min)$	$f(mm/tr)$	Échantillon	$\varnothing_{int}(mm)$	$\varnothing_{ext}(mm)$	$e(mm)$				
Échelle intermédiaire										
<b>1-v1f1</b>	450	0.1	Tube <b>T1</b>	7.90	10.70	1.40				
<b>1-v2f1</b>	1200									
<b>1-v1f2</b>	450	0.2								
<b>1-v2f2</b>	1200									
<b>2-v1f1</b>	450	0.1					Tube <b>T2</b>	6.90	9.80	1.45
<b>2-v2f1</b>	1200									
<b>2-v1f2</b>	450	0.2								
<b>2-v2f2</b>	1200									
<b>3-v1f1</b>	450	0.1	Tube <b>T3</b>	5.60	8.60	1.50				
<b>3-v2f1</b>	1200									
<b>3-v1f2</b>	450	0.2								
<b>3-v2f2</b>	1200									
<b>4-v1f1</b>	450	0.1					Pion <b>P</b>	-	5.60	-
<b>4-vcf1</b>	750									
<b>4-v2f1</b>	1200									
<b>4-v1f2</b>	450									
<b>4-vcf2</b>	750		0.2							
<b>4-v2f2</b>	1200									
Échelle macroscopique										
<b>5-v1f1</b>	450	0.1	Pion/ <b>Pleine matière</b>	-	12.99	-				
<b>5-v2f1</b>	1200									
<b>5-v1f2</b>	450	0.2								
<b>5-v2f2</b>	1200									

### 2.4.3 Instrumentation de caméras

Au cours de ces essais de perçage aux échelles intermédiaire et macroscopique, les champs cinématique et thermique ont également été mesurés à l'aide des mêmes caméras rapide et infrarouge que celles utilisées lors des essais à l'échelle locale.

Les phénomènes sont étudiés à des échelles différentes et moins locales car l'intérêt est porté davantage sur les champs sur la surface extérieure des échantillons plutôt que sur les données expérimentales au sein du copeau et dans la bande de cisaillement primaire. Le choix d'une échelle plus large suggère l'emploi d'un dispositif optique différent. Ainsi, le dispositif VISIR n'est pas utilisé<sup>6</sup> et les mesures dans les deux bandes spectrales sont indépendantes. En d'autres termes, les caméras filment la même zone mais avec deux incidences différentes (un angle de 24° a été retenu suite à des considérations d'encombrement). Les objectifs d'imagerie utilisés sont :

**Pour la mesure visible** - : objectif Infinity TM-K2, d'un grandissement de 4.6X qui conduit à une taille de pixel de  $3.969\mu m/px$  ;

**Pour la mesure infrarouge** - : objectif G1 en germanium dont le grandissement de 0.63X induit une taille de pixel de  $47.955\mu m/px$ .

6. Par conception, les objectifs réfléchissants de Schwarzschild ne peuvent présenter un grandissement inférieur à 10X [Steel1951]

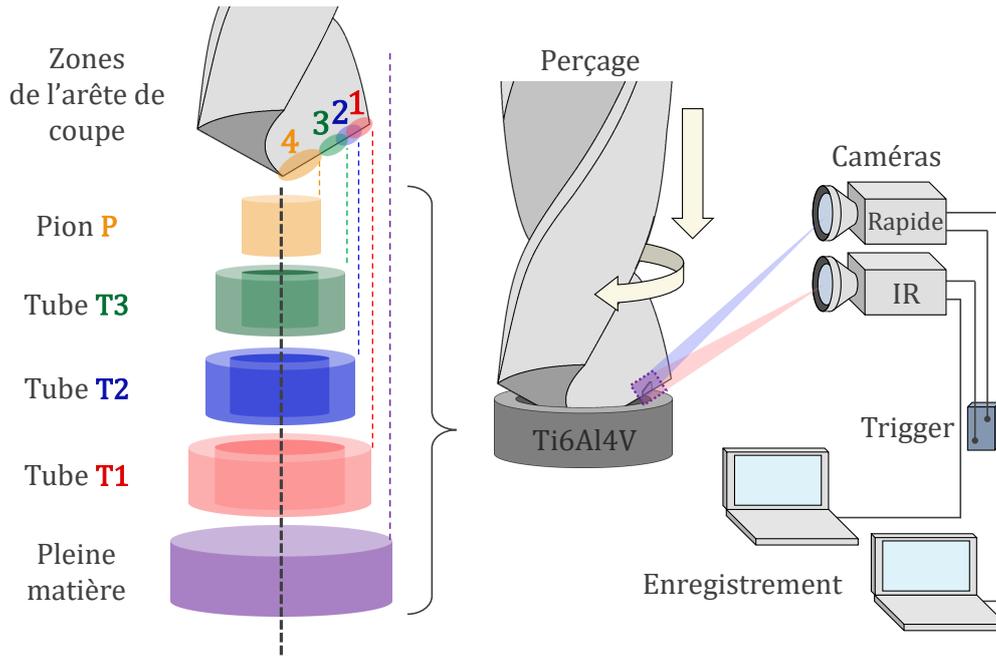


Figure 2.23 – Schématisation du dispositif expérimental utilisé pour les essais aux échelles dites « intermédiaire » et macroscopique

Étant donné que le VISIR n'est pas utilisé au cours de ces essais de perçage aux échelles intermédiaire et macroscopique, le flux réfléchi par la surface observée ne traverse pas une lame séparatrice avant d'atteindre les caméras rapide et infrarouge. D'autre part, l'approche n'est à une échelle locale, et la zone d'intérêt est fixe dans le repère caméra durant les essais. Cela permet alors d'éviter les difficultés liées au flou cinétique et il n'est donc plus nécessaire de diminuer le temps d'intégration autant que lors des essais de coupe élémentaire. Ainsi, dans cette configuration, l'éclairage n'est plus autant problématique - deux LED sont simplement placées proches de la face avant de l'éprouvette et il n'a pas été nécessaire d'employer un système de focalisation de l'éclairage. Ce système très simple génère un éclairage plus faible que lors des essais à l'échelle locale et oriente donc vers le choix de temps d'intégration plus importants ( $t_i = 167\mu s$ ) associés à une fréquence d'acquisition de 6000Hz pour la caméra rapide.

Du point de vue de l'imagerie infrarouge, le choix d'une configuration à deux chemins optiques indépendants ainsi que l'augmentation de la taille de la surface d'intérêt constituent clairement des simplifications.

Tout d'abord, une diminution significative du grandissement (0.63X au lieu de 15X) entraîne, pour une densité de flux identique, une augmentation importante des valeurs d'intensité lues sur le capteur. Ainsi, les problématiques de limite de détection et de rapport signal sur bruit, mentionnées précédemment (voir section 2.3.4), sont caduques dans cette configuration. En réalité, c'est le problème inverse qui apparaît. En effet, à cette échelle, l'attention est portée sur les gradients de température dans toute la pièce usinée (et non pas uniquement aux alentours du copeau comme à l'échelle locale) : la gamme thermique d'intérêt s'étale alors de l'ambiante (saturation basse) jusqu'à 300°C environ en pointe d'outil (saturation haute). Cependant, le flux perçu important allié à l'ouverture beaucoup plus importante de l'objectif (de l'ordre de 1 pour le G1 contre 0.28 pour le VISIR), conduisent à une collecte plus conséquente de la lumière qu'à l'échelle locale : il y a saturation haute du capteur vers 150°C, donc très en dessous de la température souhaitée. En outre, cette difficulté est accentuée par le fait qu'elle survient également avec le temps d'intégration le plus faible disponible, à savoir 30 $\mu s$ . Afin de limiter

ce flux perçu, un filtre passe-bande ( $[5.023; 5.119] \mu m$ ) a alors été appliqué ce qui permet de recentrer la gamme spectrale vers les températures visées (pour rappel, le pic de Wien à  $300^\circ C$  se situe à  $5.0563 \mu m$ ). Finalement, des temps d'intégration de  $100 \mu s$  et  $175 \mu s$  ont été sélectionnés pour la caméra thermique respectivement pour les essais de perçage sur tubes/pion (échelle intermédiaire) et pleine matière (échelle macroscopique). En raison d'une étude plus approfondie sur l'accumulation de chaleur dans le temps au cours du perçage pleine matière, les durées des enregistrements (et donc la quantité d'images) étaient bien plus importantes. C'est pourquoi une fréquence plus faible de  $163 Hz$  a été privilégiée dans le cas des essais de perçage pleine matière.

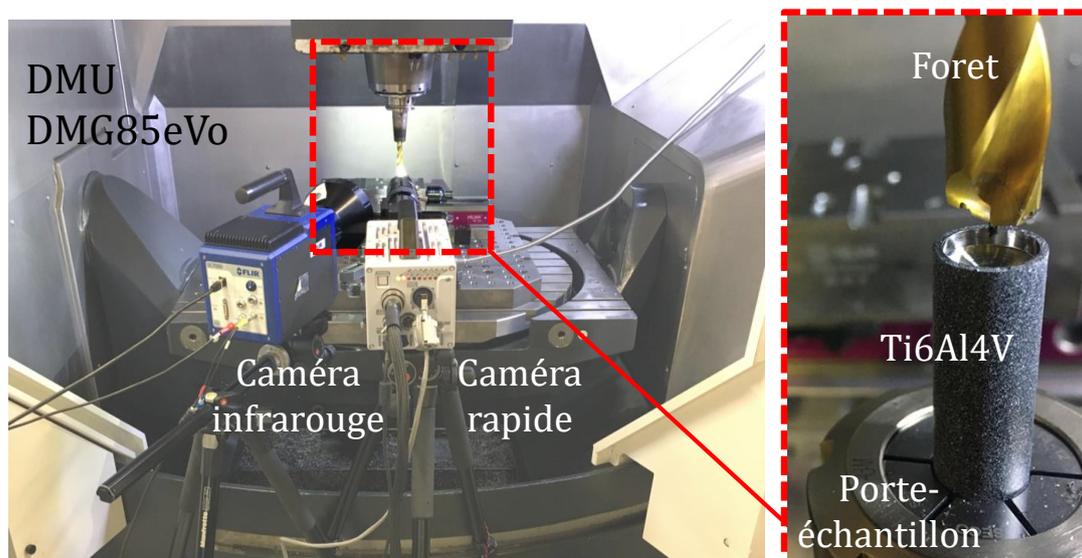


Figure 2.24 – Instrumentation des caméras pour la mesure in-situ de champs au cours d'essais de perçage de tubes/pions mouchetés sur la machine 5 axes DMG DMU85eVo

D'autre part, puisque la microstructure n'est plus utilisée pour la corrélation d'image, il est plus aisé d'obtenir une surface très émissive (les peintures commerciales utilisées pour les mouchetis sont réputées très émissives). Ainsi, et comme pour toute mesure par thermographie infrarouge, il convient de s'intéresser à l'émissivité de la surface des échantillons. Ceux-ci sont recouverts d'un mouchetis de peinture noire et blanche. Il est tout d'abord à noter que ce qui est vu comme un mouchetis par la caméra visible est perçu comme « gris » par la caméra thermique du fait des différences notables de résolutions spatiales des deux instruments (respectivement  $3.97 \mu m$

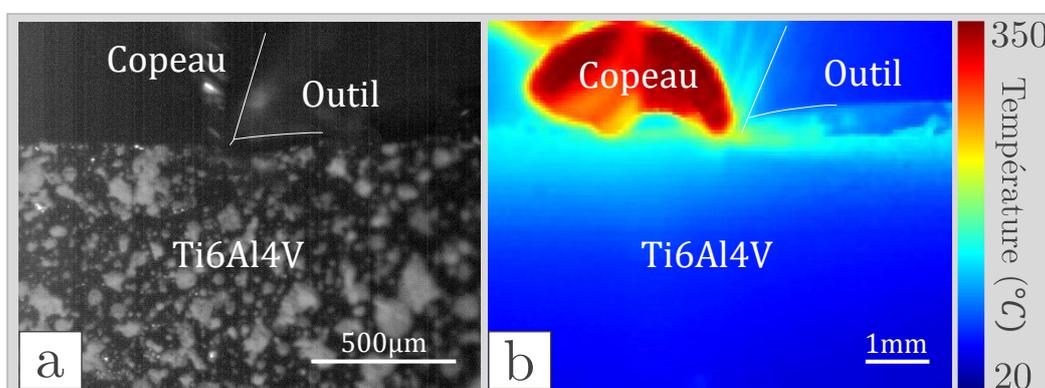


Figure 2.25 – (a) Image brute de la zone de coupe observée via les caméras au cours du perçage de tubes (b) Champ de température issu de la caméra infrarouge obtenu au cours du perçage de tube

**Table 2.5** – Paramètres et conditions de coupe des différents tests effectués sur la machine CNC - émissivité moyenne des mouchetis des différents échantillons

ID Test	FASTCAM SA3		FLIR SC7000		$\epsilon$		
	$f(Hz)$	$t_i(\mu s)$	$f(Hz)$	$t_i(\mu s)$			
<b>T1</b>	<b>1-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2</b>		6000	167	588	100	0.9142
<b>T2</b>	<b>2-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2</b>		6000	167	588-600	100	0.8542
<b>T3</b>	<b>3-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2</b>		6000	167	588-600	100	0.9189
<b>P</b>	<b>4-v1f1/vcf1/v2f1/v1f2/vcf2/v2f2</b>		6000	167	600	100	0.9133
<b>PM</b>	<b>5-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2</b>		6000	167	163	175	0.9086

et  $47.958\mu m$  - soit environ  $12 \times 12$  pixels visibles dans un pixel thermique). Cette hypothèse a été vérifiée en sous-échantillonnant des images visibles du mouchetis par un rapport de 12 et en quantifiant la nature grise des images ainsi générées. On obtient alors des écarts types de en 1.33DL, 1.29DL, 1.01DL, 1.87DL et 1.32DL (avec des DL sur 8bit donc  $[1;256]$ ) respectivement pour les mouchetis des tubes **T1**, **T2**, **T3**, du pion **P** et du pion de perçage pleine matière **PM** présentés sur la figure 2.22.

Il est également possible par cette approche de quantifier pour chaque mouchetis la profondeur du gris perçue par la camera thermique, c'est-à-dire la quantité moyenne de peinture noire et blanche dans chaque pixel thermique. De cette manière, une moyenne pondérée peut être effectuée sur les émissivités des deux peintures et ainsi mener à l'émissivité  $\epsilon$  de l'échantillon considéré : 0.9142 pour le tube **T1**, 0.8542 pour le tube **T2**, 0.9189 pour le tube **T3**, 0.9133 pour le pion **P** et 0.9086 pour le pion du perçage pleine matière **PM**.

## 2.5 Calibrations et investigations préliminaires

L'utilisation de caméras rapide et infrarouge au cours des différents essais explicités dans ce chapitre suppose une calibration de ces caméras (calibration métrique, étalonnage...) et un post-traitement rigoureux des images obtenues. En ce sens, des études complémentaires ont été réalisées afin d'évaluer l'influence de divers phénomènes susceptibles de perturber la mesure de la caméra FLIR SC7000 et donc de fournir des valeurs erronées. Celles-ci comprennent notamment l'évaluation de l'effet SSE (Size of Source Effect) sur les niveaux numériques mesurés par la FLIR SC7000 et de la stabilité de la réponse de cette caméra au cours du temps.

### 2.5.1 Calibrations métriques

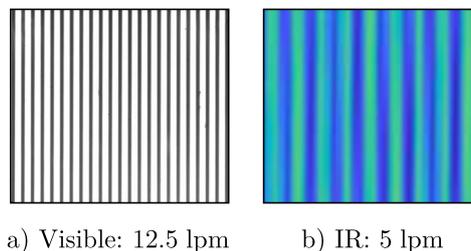


Figure 2.26 – Mires utilisées pour la calibration métrique des images visibles et infrarouges aux échelles intermédiaire et macroscopique

Bien que la déformation et la température ne soient pas des grandeurs métriques<sup>7</sup>, il s'avère en pratique nécessaire d'évaluer précisément la taille métrique du pixel dans le plan objet, tant pour

7. C'est ici la température relative (l'élévation de température entre le début de l'essai et l'instant courant) qui est recherchée et non pas sa valeur absolue.

les images visibles qu'infrarouges. En effet, les images réalisées sont utilisées afin de produire des mesures de déformations et de température mais aussi (i) du déplacement, (ii) de la vitesse de coupe effective (iii) des gradients de température et (iv) du Laplacien du champ de température qui sont toutes les quatre des grandeurs à composante métrique (voire métrique à l'exposant 2 pour le Laplacien, ce qui justifie le besoin de précision). De plus, connaître le grandissement et donc la taille du pixel est indispensable afin d'exploiter et post-traiter les images visibles et infrarouges obtenues et de comparer les champs au même endroit de façon précise (recalage spatial).

Les modifications apportées au dispositif VISIR – présentées en section 2.3.3 - ne modifient pas le grandissement. Ainsi, les tailles de pixel calculées au cours des travaux précédents restent inchangées [Harzallah2018]. À l'échelle locale, les grandissements valent donc respectivement 15.0X et 15.14X pour la ligne visible et la ligne infrarouge, ce qui correspond à des tailles de pixel de  $w_{Vis} = 1.133\mu m/pixel$  et  $w_{IR} = 1.981\mu m/pixel$ .

Aux échelles intermédiaire et macroscopique, d'autres instruments optiques sont utilisés : un vidéo-microscope K2 et un objectif macroscopique infrarouge G1. Ces deux instruments ne permettent pas de connaître précisément le grandissement puisque le microscope K2 possède un zoom ajustable et que l'objectif G1, à focale fixe, présente un grandissement qui dépend du choix (et du serrage) de bagues-allonges. Les grandissements effectifs des lignes visible et infrarouge ont donc été calculés en prenant une image d'un motif périodique, à savoir un réseau de Ronchi (voir mires utilisées figure 2.26). En appliquant une transformée de Fourier sur le signal alors obtenu, il est possible d'évaluer la période du motif avec une résolution sub-pixel. La fréquence principale correspond alors à la fréquence en  $pixel^{-1}$  et la mire fournit quant à elle la fréquence en ligne par millimètre ( $lpm$ ) - le rapport des deux permet ainsi d'obtenir des tailles de pixels de  $3.692\mu m/pixel$  (grandissement : 4.60X) et de  $47.958\mu m/pixel$  (grandissement : 0.63X) respectivement pour les objectifs K2 de la caméra rapide et G1 de la caméra infrarouge.

## 2.5.2 Distorsions

En outre, tout système optique engendre des distorsions de la zone observée qu'il convient d'évaluer en vue de corriger les champs brutes obtenus. Les distorsions optiques conduisent en effet à une erreur sur l'estimation du déplacement. Cette erreur est d'autant plus importante que le déplacement dans le champ de l'image est grand. Par exemple, un déplacement uniforme de l'axe optique vers le bord de l'image (ou réciproquement) sera perçu comme non uniforme puisqu'il sera assimilé à la combinaison du déplacement réel uniforme avec une composante non uniforme, celle issue du champ de distorsions [Pan+2013].

À ce sujet, plusieurs points sont à rappeler :

1. Les distorsions sont nulles au centre de l'image puisque les trois conditions de Gauss sont strictement satisfaites en ce point.
2. Le recalage (mapping) des champs de déplacement sur les champs de température ne peut se faire que si les deux champs sont corrigés en distorsion (ou qu'ils présentent exactement le même champ de distorsion, ce qui est fort peu probable si deux lignes optiques indépendantes sont utilisées).
3. Le vidéo-microscope K2 est corrigé en distorsion par conception. De plus, seule la partie centrale de l'image (où les conditions de Gauss sont supposées satisfaites) est utilisée pour la corrélation aux échelles intermédiaire et macroscopique.
4. Les distorsions optiques ne modifient pas l'intensité lue par le capteur InSb de la caméra infrarouge (par exemple par différence de surface projetée d'un pixel dans le plan objet) puisque l'opération de correction des non-conformités (NUC) réalisée avant chaque acquisition corrige explicitement ce point.

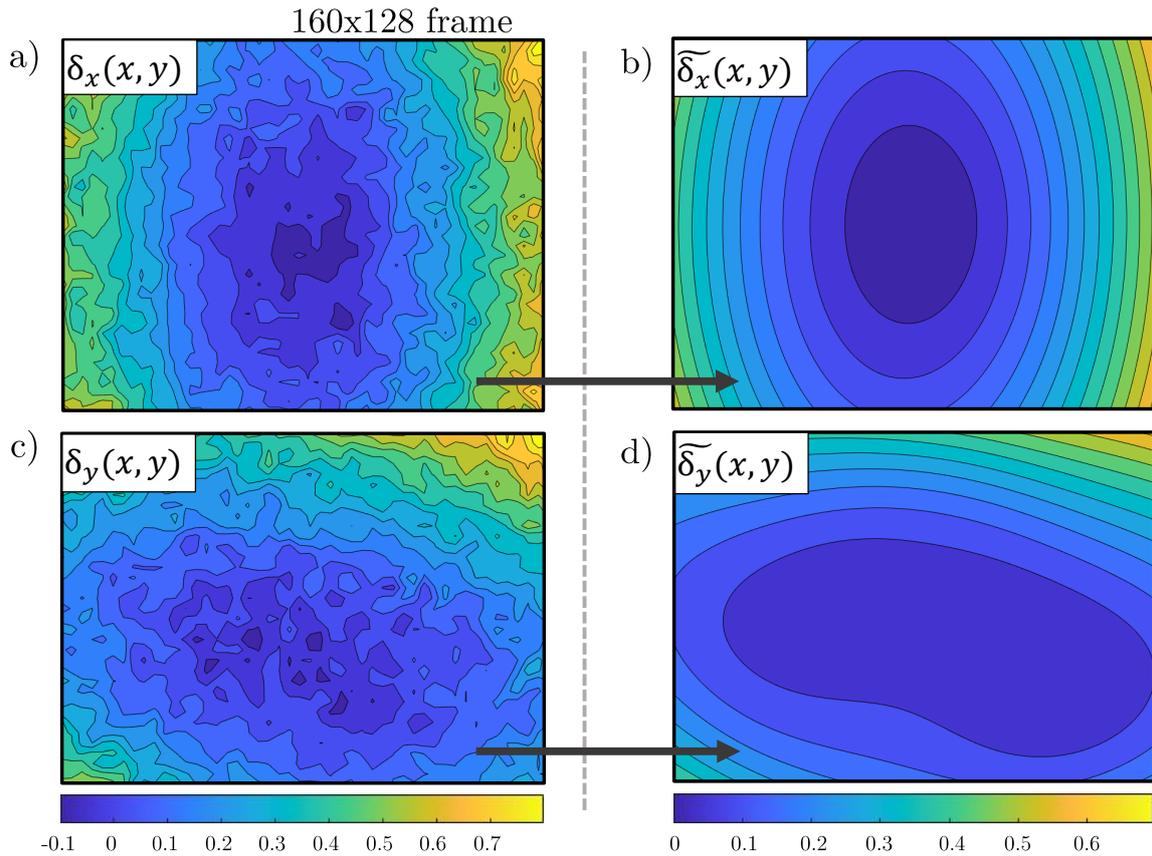


Figure 2.27 – Distorsions obtenues pour l'objectif G1 en germanium instrumenté sur la caméra FLIR SC7000 pour les essais aux échelles intermédiaire et macroscopique - brutes a) et c) - lissées b) et d)

En pratique, leur évaluation consiste à prendre des images d'une zone texturée : une image de référence et une succession de cette même image mais décalée positivement et négativement selon l'axe horizontal et l'axe vertical. L'évaluation des déplacements par rapport à cette image par corrélation d'image permet, après soustraction du déplacement central, d'identifier les zones sujettes aux distorsions. L'intérêt de la prise de deux images par axe est d'éviter les pertes par rapport à l'image de référence.

À l'échelle locale, là encore, les distorsions ont déjà été évaluées précédemment [Harzallah+2018] et ne dépassaient pas les  $0,4\mu\text{m}$  en bord d'image. Aux échelles intermédiaire et macroscopique, les distorsions ont été évaluées aux alentours de  $0,7\mu\text{m}$  en bord d'image pour l'objectif G1 de la caméra infrarouge et sont illustrées sur la figure 2.27. Elles n'ont pas été quantifiées pour l'objectif K2 de la caméra visible, moins sujet à ce type d'aberration géométrique comme explicité précédemment. L'ensemble des résultats présentés dans ce manuscrit ont donc été corrigés afin de tenir compte de ces distorsions.

### 2.5.3 Non Uniformity Correction (NUC)

Le détecteur de la caméra FLIR SC7000 est en réalité constitué d'une matrice de capteurs disposant chacun d'une réponse propre au flux perçu (chaque capteur correspond à un pixel sur l'image obtenue). Cette non uniformité est responsable du bruit observable sur les images obtenues par la caméra alors même que celle-ci est focalisée sur une source homogène. Dans le but de réaligner l'ensemble de ces réponses, il est nécessaire d'appliquer une correction (d'où le terme de *Non Uniformity Correction*). La caméra thermique est donc placée devant une zone de flux homogène comme une sphère intégrante, de préférence sans objectif (sans distorsion). Dans

notre cas, la caméra a été disposée face à un corps noir dans le but d'appliquer une correction à deux points. À cette étape, les capteurs sont supposés avoir une réponse linéaire et stable dans le temps, autrement dit suivant une relation du type :

$$I_{\text{capteur}} = K(x, T)\phi(x, T) + A(x, T) \quad (2.2)$$

où  $I_{\text{capteur}}$  correspond à la réponse en niveaux numériques (DL) d'un capteur donné,  $\phi(x, T)$  au flux d'entrée dépendant des coordonnées  $x$  et de la température  $T$  et le gain  $K(x, T)$  et l'offset  $A(x, T)$  à déterminer.

Le corps noir permet d'obtenir deux flux distincts correspondant chacun à deux températures uniformes (à un temps d'intégration donné) nécessaires à l'identification du gain  $K(x, T)$  et de l'offset  $A(x, T)$  pour chacun des capteurs. Finalement, la NUC obtenue a été appliquée à la caméra thermique.

### 2.5.4 Dérive temporelle

Bien que la durée de chaque essai soit inférieure à la seconde aux échelles locale et intermédiaire, les difficultés de mise en place des expérimentations (changement d'éprouvette ou d'outil, focus...) conduisent à réaliser les différents essais sur des périodes de temps de plusieurs heures. Ce constat amène à s'interroger sur la stabilité de la réponse du capteur de la caméra SC7000 sur un temps aussi long.

En pratique, si on place la caméra infrarouge (dans notre cas FLIR SC7000) devant un corps à température constante, les niveaux numériques mesurés (donc les températures qui en découlent) évoluent en fonction du temps.

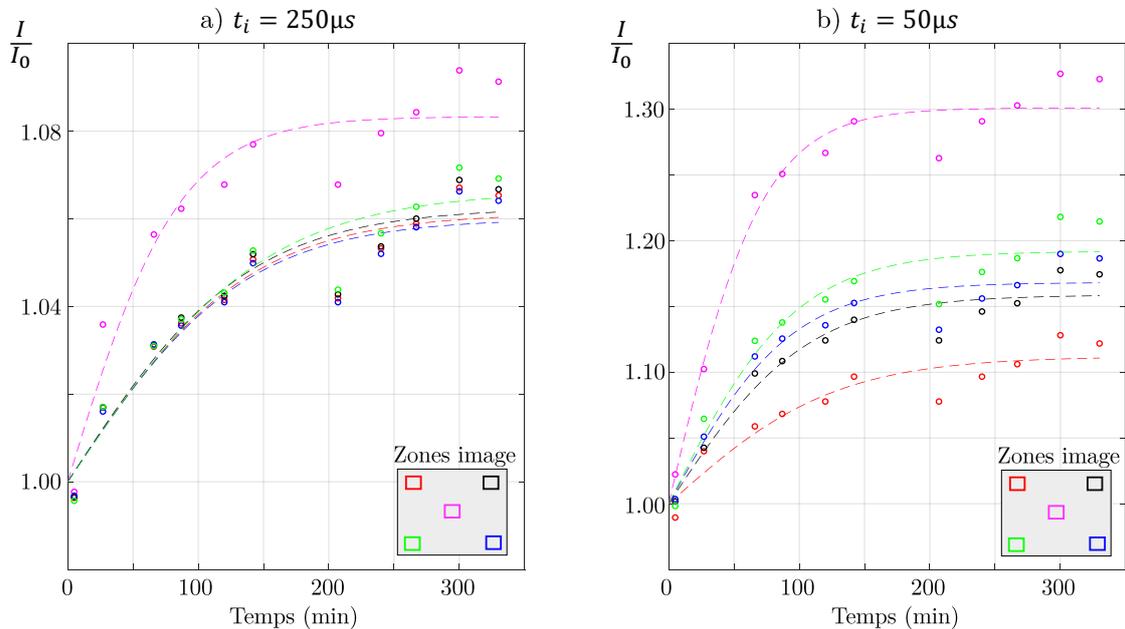


Figure 2.28 – Évolution des niveaux numériques de la caméra FLIR SC7000 dans le temps par rapport à leur valeur initiale - a)  $t_i = 250 \mu s$  - b)  $t_i = 50 \mu s$

Dans l'optique de quantifier cette dérive, un bloc d'aluminium revêtu de peinture noire a été placé - à l'ambiante - devant l'objectif G1 sur une durée de 5h30 en contrôlant à la fois la stabilité de la température de la pièce à 25°C (à l'aide d'un thermomètre) et la température du boîtier de la caméra (via un thermocouple type K fixé avec du ruban adhésif aluminium).

Afin d'évaluer l'influence du temps d'intégration  $t_i$ , les niveaux numériques moyens ont été relevés au cours du temps pour deux temps d'intégration différents à savoir 50 et 250  $\mu\text{s}$  et une fréquence de 25Hz en différentes zones de l'image renvoyée par la caméra infrarouge (permettant ainsi une vérification de l'homogénéité spatiale de cette dérive temporelle).

Les résultats présentés figure 2.28 mettent clairement en évidence une dérive temporelle de la caméra SC7000. Sur une période de 2h30, les niveaux numériques augmentent entre 10 et 30% pour un  $t_i$  de 50  $\mu\text{s}$  et entre 4,5 et 8% pour un  $t_i$  de 250  $\mu\text{s}$ . Au delà, le signal semble se stabiliser et présente une évolution beaucoup plus lente. Il est à noter que sur la période de temps considérée, la stabilisation des niveaux numériques autour d'une valeur asymptotique n'est pas pour autant manifeste.

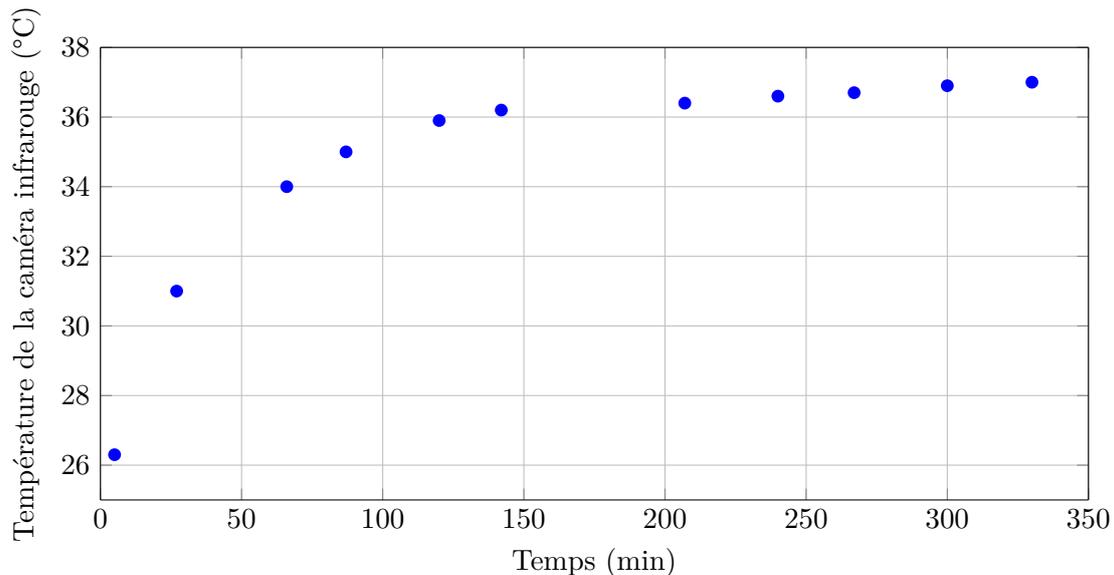


Figure 2.29 – Évolution de la température de la caméra FLIR SC7000 dans le temps

La mise en place du thermocouple sur la caméra a permis de témoigner de l'augmentation de la température du boîtier de celle-ci de près de 10°C en 2h30 (voir figure 2.29). Notons que la température de capteur n'est pas en cause puisque elle est contrôlée par un module Stirling dont la température est stable à  $-50^{\circ}\text{C}$  durant tout l'essai. Cela suppose donc un refroidissement mal maîtrisé du système constituant l'environnement proche de la caméra tels que l'électronique, le boîtier et/ou l'objectif. Par conséquent, cette variation de température semble être une des causes potentielles de l'augmentation des niveaux numériques au cours du temps.

Au delà de 2h après l'allumage de la caméra, ces variations des niveaux numériques sont présumées négligeables face à celles causées par l'échauffement de la matière observée. Ainsi, afin de pallier cette problématique, il a été décidé de prévoir un allumage de la caméra infrarouge au moins 2h avant le début de toute mesure de champs mais aussi pour les calibrations au corps noir.

### 2.5.5 Calibrations thermiques au corps noir

Une caméra thermique ne fournit pas une mesure de la température en tant que telle mais un flux incident caractérisé par des niveaux numériques (Digital Levels DL). Suite à l'application d'une homogénéisation des pixels, il est donc nécessaire de calibrer la caméra infrarouge SC7000 afin de traduire la réponse en niveaux numériques en température.

Cette calibration thermique passe classiquement par l'étalonnage en température de la caméra placée face à une zone d'intérêt uniforme comme un corps noir, utilisé ici au cours de ces travaux :

un relevé des niveaux numériques obtenus sur une série de température du corps noir est donc effectué.

Ici, la formulation choisie pour lier les niveaux numériques (soit l'intensité  $I_{CN}(T)$ ) et la température mesurée  $T$  face au corps noir est celle développée par Gilblas et Sentenac [Sentenac+2013] et inspirée du modèle de Sakuma-Hattori (voir équation 2.5.5).

$$I_{CN}(T) = K_w \exp \left( - \frac{C_2}{\left( a_0 + \frac{a_1}{T} + \frac{a_2}{T^2} \right) T} \right) \quad (2.3)$$

où  $K_w$  et  $a_i$  désignent les paramètres radiométriques.

Toute calibration thermique dépend du temps d'intégration utilisé ainsi que de l'émissivité du matériau usiné  $\epsilon(T)$ . Étant donné que l'émissivité du matériau correspond au rapport entre l'intensité mesurée en cours d'essais  $I(T)$  et celle donnée par le corps noir  $I_{CN}(T)$  à iso-température, la relation devient :

$$\log \left( \frac{I(T)}{\epsilon(T)} \right) - \log(K_w) + \frac{C_2 a_0}{T} + \frac{C_2 a_1}{T^2} + \frac{C_2 a_2}{T^3} = 0 \quad (2.4)$$

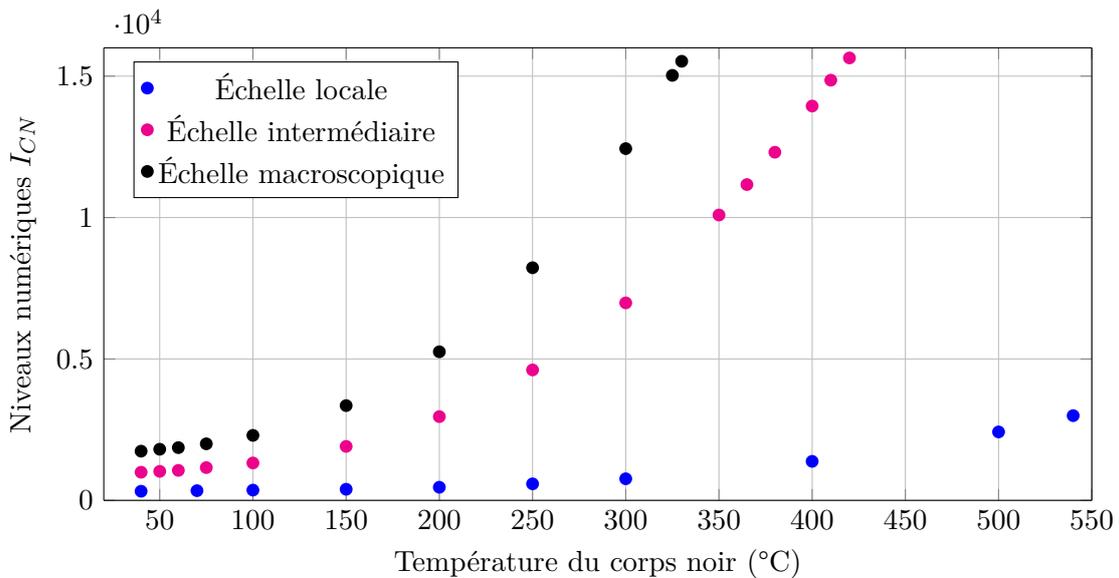


Figure 2.30 – Courbes d'étalonnage obtenues pour la caméra FLIR SC7000 pour les conditions d'essais des échelles locale, intermédiaire et macroscopique

En outre, d'après l'effet de la taille de la source (SSE) explicité dans la section suivante 2.5.6, il est préférable de réaliser une calibration pour une zone source de taille équivalente à celle observée au cours des essais. Cela revient donc à calibrer une partie seulement du détecteur de la caméra. C'est pourquoi, il a été nécessaire de réaliser une calibration à chaque échelle et cela, avec les mêmes paramètres (temps d'intégration, taille de la source, objectif) que ceux choisis pendant les essais. La première calibration correspond aux mesures à l'échelle locale au cours des essais de coupe orthogonale et oblique. Elle a été réalisée sur la caméra infrarouge instrumentée sur le VISIR face à un sténopé ( $100\mu\text{m}$ ) pour un temps d'intégration de  $50\mu\text{s}$ , sans filtre. À l'échelle intermédiaire, la calibration a été appliquée sur la caméra infrarouge munie de l'objectif G1 devant une ouverture aux alentours de  $4\text{mm}$  de diamètre pour pouvoir post-traiter les données obtenues au cours du perçage de tubes. Elle s'est donc faite avec un filtre de  $[5.023; 5.119]\mu\text{m}$ , un temps d'intégration de  $100\mu\text{s}$ . Enfin, la dernière calibration à l'échelle

macroscopique a été effectuée dans les mêmes conditions mais pour un temps d'intégration de  $175\mu s$ .

Les étalonnages obtenus à chaque échelle sont représentés figure 2.30. L'identification des paramètres radiométriques  $K_w$  et  $a_i$  minimisant l'écart expérimental-modèle dans chacun des cas permet finalement de traduire les « champs de niveaux numériques » en champs de température.

## 2.5.6 Size of source effect (SSE)

La thermographie infrarouge est connue pour provoquer l'effet dit de taille de la source (SSE) aux petites échelles [Lane+2013 ; Whittam+2014] sur les niveaux numériques mesurés. Ce phénomène traduit que la lecture radiométrique d'un même ensemble de pixels « chauds » est différente selon la taille de la source chaude observée. En effet, lorsque la taille de la source augmente, des radiations parasites entrent dans l'ouverture de la caméra et créent des diffusions et des réflexions dans l'optique [Yoon+2005]. L'objectif de cette section est de vérifier expérimentalement cet effet puis de le quantifier pour la caméra FLIR SC7000 munie de l'objectif G1. En effet, les essais de perçage avec cet objectif offrant l'opportunité aux capteurs de recevoir davantage de flux, l'effet de la taille de la source (SSE) a été supposé bien plus prépondérant que dans le cas des essais à l'échelle locale avec le dispositif optique VISIR. De plus, les images obtenues au cours des essais aux échelles intermédiaire et macroscopique souffrent de cette problématique puisqu'un copeau très émissif passe périodiquement dans l'image au fur et à mesure que le foret progresse.

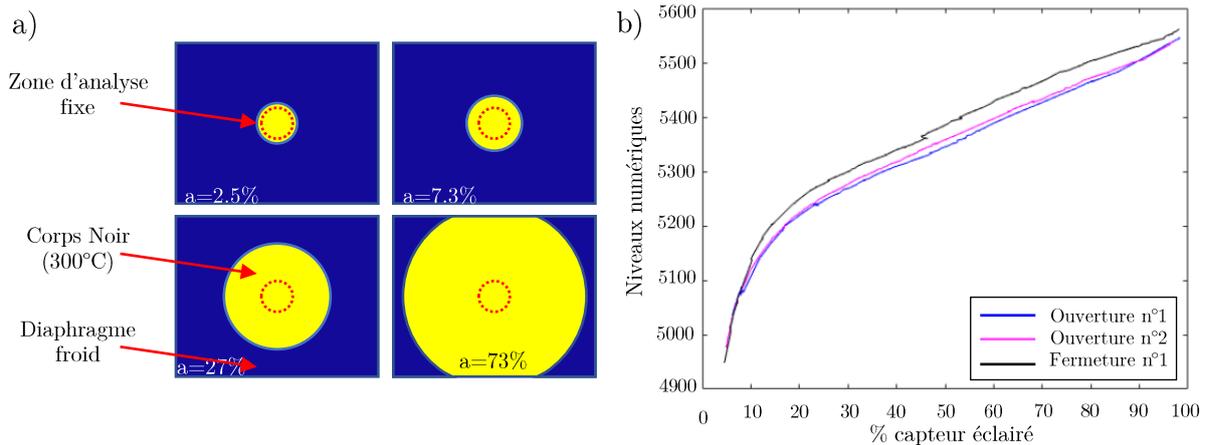


Figure 2.31 – Évolution (a) des niveaux numériques moyens avec le % de pixels « chauds » (b) du rapport entre ces niveaux numériques et le temps d'intégration en fonction du % de pixels « chauds »

Dans le but de quantifier cet effet, les niveaux numériques mesurés par la caméra ont été enregistrés tout au long de l'ouverture d'un diaphragme placé devant le corps noir stabilisé à  $300^{\circ}C$ . Cette opération a été répétée dans les mêmes conditions puis répétée dans le cas de la fermeture du diaphragme. Pour ces trois opérations réalisées en full-frame sans écrantage, le temps d'intégration valait  $t_i = 75\mu s$  et la fréquence 10Hz (pour des enregistrements autour de 46s). De plus, le même filtre de  $[5.023-5.119]\mu m$  que celui choisi pour les essais aux échelles intermédiaire et macroscopique a été imposé à la caméra. Enfin, dans l'optique de limiter les effets de la dérive temporelle sur les niveaux numériques mesurés, les mesures ont été réalisées 2h après l'allumage de la caméra.

L'image obtenue du corps noir à travers le diaphragme fermé est un cercle « chaud » au centre d'une image « froide » (Voir figure 2.31a). Afin de suivre l'évolution des niveaux numériques, la valeur moyenne d'un cercle de diamètre 51 pixels<sup>8</sup> au centre de la zone de pixels « chauds » a

8. qui correspond à 2.3% des pixels du capteur

été tracée en fonction de l'ouverture du diaphragme. La figure 2.31b représente donc les niveaux numériques de cette zone fixe à mesure que le flux incident augmente. On remarquera que l'ouverture du diaphragme est ici adimensionnée et exprimée par le rapport  $a$  du nombre de pixels exposés (qui voient le corps noir) sur le nombre total de pixels du capteur et défini tel que :

$$a = \frac{\sum \sum N(x, y)}{256 \times 320} \quad \text{avec} \quad \begin{cases} N(x, y) = 1 & \text{si } I(x, y) > \frac{\max(I) - \min(I)}{2} \\ N(x, y) = 0 & \text{si } I(x, y) < \frac{\max(I) - \min(I)}{2} \end{cases} \quad (2.5)$$

Où  $I(x, y)$  est l'intensité en niveau numérique lu par le capteur. L'ouverture  $a$  représente donc le pourcentage éclairé du capteur. Il en ressort que les niveaux numériques mesurés au sein d'une même zone supposée éclairée uniformément et de façon constante évoluent avec l'ouverture du diaphragme (et la fermeture) alors qu'on attendrait une lecture constante. Il apparaît donc effectivement que lorsque la taille de la source augmente (c'est-à-dire que l'ouverture du diaphragme augmente), un rayonnement « parasite » pénètre dans l'objectif et vient perturber la mesure. Il s'agit donc d'identifier l'amplitude de cette perturbation et d'adresser une correction *ad hoc*. Nous pouvons donc définir un facteur correctif noté  $SSE(a)$  tel que :

$$I_v(x, y) = SSE(a) \times I(x, y) \quad (2.6)$$

Où  $I_v$  est la lecture vraie du niveau numérique au pixel  $(x, y)$ , corrigée de l'erreur de taille de source. Il vient donc qu'il est possible d'identifier  $SSE(a)$  pour toutes les valeurs de  $a$  à partir des données de la figure 2.31b à condition de disposer d'une valeur de l'ouverture (notée  $a^*$ , pour laquelle la lecture directe du capteur est correcte (i.e.  $SSE(a^*) = 1$ ). Notons que puisque la courbe d'étalonnage au Corps Noir est réalisée avec l'aide d'un sténopé, la valeur lue à travers une ouverture égale à celle de ce sténopé est nécessairement correcte. En pratique le sténopé possède une ouverture de  $8mm$ , soit  $a^* = 0.27$ .

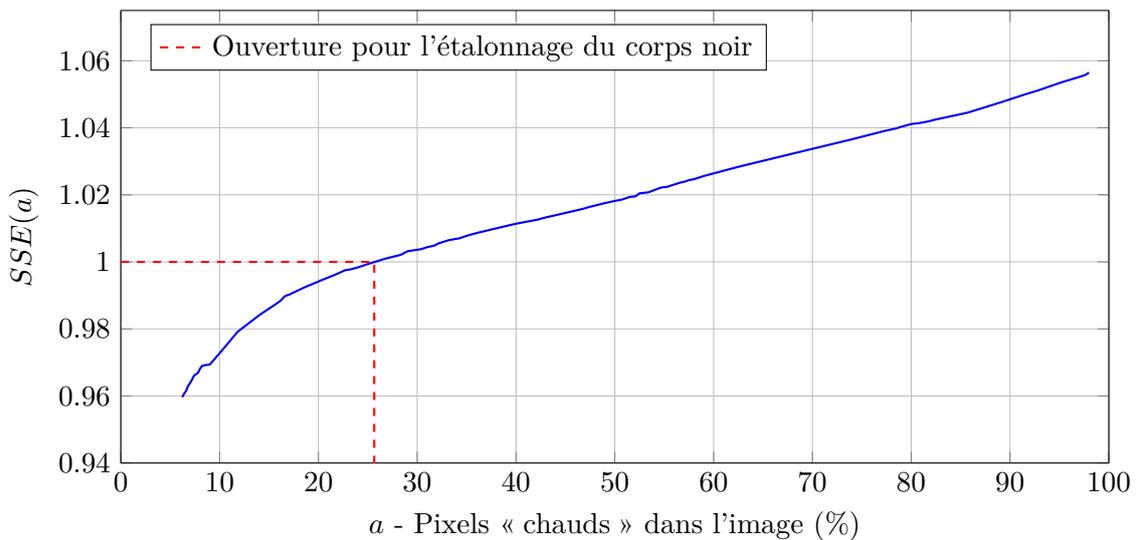


Figure 2.32 – Évolution de l'effet  $SSE$  en fonction du % d'éclairage du détecteur de la caméra pour un temps d'intégration  $t_i = 100\mu s$

L'évolution de ce facteur  $SSE(a)$ , tracée sur la figure 2.32 est linéaire au-delà de 20% de pixels « chauds » dans l'image tandis qu'il est clairement non linéaire pour des quantités de pixels chauds moins importantes. D'autre part, afin de compléter cette analyse, l'influence du fenêtrage

(1/4 frame, 1/8 frame) et du temps d'intégration a été étudiée. Il en ressort qu'aucun de ces deux paramètres ne semble devoir influencer sur les valeurs identifiées de  $SSE(a)$ .

Finalement, les images infrarouges capturées lors des essais de perçage ont été corrigées de ce phénomène. L'histogramme des niveaux numériques de chaque image a été analysé afin d'évaluer la part de pixels « chauds » ou « froids », ce rapport est alors approché à l'ouverture adimensionnelle correspondante ce qui permet d'évaluer le facteur correctif à partir de la courbe de la figure 2.32.

## 2.6 Conclusion du chapitre 2

Le chapitre 2 a permis tout d'abord de présenter le foret de géométrie complexe utilisé dans cette étude, en particulier les angles  $\gamma_f$  et  $\lambda_s$  le long de son arête de coupe.

Les échantillons de Ti-6Al-4V utilisés au cours de ces travaux provenant de deux origines distinctes, il était primordial de comparer leurs compositions et leurs microstructures entre elles. Celles-ci se sont avérées relativement similaires. Le même constat a été émis suite à la confrontation de ces compositions et microstructures avec celles de l'éprouvette de Ti-6Al-4V des essais de coupe élémentaire de Mahmoud Harzallah [Harzallah2018]. Cette étude préliminaire a permis de s'assurer de la légitimité d'une analyse confondant l'ensemble de ces matériaux.

Face aux phénomènes très rapides mis en jeu au cours du perçage, et cela, dans une zone confinée, une approche multi-échelle a été privilégiée :

- La coupe locale en perçage est assimilée à de la coupe oblique horizontale : ceci constitue la première échelle d'étude ;
- Les hypothèses permettent de discrétiser l'arête en plusieurs segments, quatre ont été retenus (vitesses de coupe, angles  $\gamma_f$  et  $\lambda_s$  différents). À cette échelle, on ne s'intéresse plus à la génération du copeau en tant que tel mais à son impact sur la pièce percée ;
- À l'échelle macroscopique, les données expérimentales accessibles sont moins riches : la validation à cette échelle se fait également par intégration des autres échelles.

Les essais réalisés aux différentes échelles ont pu être détaillés. À l'échelle locale, des essais de coupe élémentaire (coupe orthogonale et oblique horizontale) sont mis en œuvre. L'échelle intermédiaire est représentée par des essais de perçage de tubes/pion. Le perçage pleine matière constitue l'échelle macroscopique.

Les caméras utilisées et les modifications apportées au dispositif optique VISIR ont été précisées et les diverses problématiques aux différentes échelles ont également été discutées. Relevons notamment les difficultés liées à l'éclairage, à l'instrumentation de caméras (choix du temps d'intégration, saturation haute du capteur aux échelles intermédiaire et macroscopique) au choix du temps d'intégration, à la préparation des surfaces (attaque chimique à l'échelle locale, mouchetis aux échelles intermédiaire et macroscopique).

Une attention particulière a été portée sur le pré et post traitement des données d'essais. Elles ont fait l'objet de calibrations métriques, de corrections des distorsions engendrées par l'objectif G1 et d'une calibration corps noir de la caméra. De plus, l'effet de la taille de la source (SSE) et de la dérive des niveaux numériques de la caméra dans le temps ont été étudiés et pris en compte lors du post-traitement. L'ensemble de ces analyses ont été motivé par la volonté de réaliser des mesures rigoureuses afin d'assurer la pertinence de toute interprétation/confrontation des résultats expérimentaux.

Le post-traitement des données d'efforts et des images issues des caméras a permis de mieux appréhender les phénomènes de coupe lors du perçage du Ti-6Al-4V. Cependant, ces moyens n'ont pas rendu possible l'acquisition de données en fond de trou et sont, à elles seules, insuffisantes

pour préjuger de ces mécanismes. Il vient alors la nécessité de la modélisation numérique du procédé pour accéder à ce genre d'information. L'objet du chapitre 3 sera donc de présenter cette modélisation numérique, qui, comme pour les essais, s'établira à plusieurs échelles d'étude.

# Modélisation numérique multi-échelle du procédé de perçage du Ti-6Al-4V

# 3

3.1	Modélisation numérique en usinage : état de l'art . . . . .	84
3.1.1	FEM Lagrangienne . . . . .	84
3.1.2	FEM Eulérienne . . . . .	86
3.1.3	FEM ALE . . . . .	87
3.1.4	FEM CEL . . . . .	88
3.1.5	Modélisation SPH . . . . .	90
3.2	Lois implémentées au sein de la modélisation numérique . . . . .	92
3.2.1	Comportement . . . . .	92
3.2.2	Endommagement . . . . .	98
3.2.3	Aspects tribologiques . . . . .	103
3.3	Aspect thermique au sein des modèles éléments finis . . . . .	104
3.3.1	Sources de chaleur et implémentation . . . . .	104
3.3.2	Considérations sur les ordres de grandeur . . . . .	105
3.3.3	Coefficient de Taylor-Quinney dans la littérature . . . . .	106
3.3.4	Influence du coefficient de Taylor-Quinney sur la morphologie des copeaux en coupe orthogonale . . . . .	109
3.3.5	Évolution du coefficient de Taylor-Quinney . . . . .	111
3.3.6	Hypothèse sur le comportement dissipatif du Ti-6Al-4V en coupe . . . . .	112
3.4	Modélisation multi-échelle du procédé de perçage du Ti-6Al-4V . . . . .	113
3.4.1	Modélisation thermomécanique par éléments finis : 1 <sup>er</sup> contact de l'outil avec la matière . . . . .	113
3.4.2	Modélisation thermique par différences finies : après n tours de foret . . . . .	123
3.5	Conclusion du chapitre 3 . . . . .	131

*Ce chapitre vise à présenter la modélisation numérique multi-échelle du perçage du Ti-6Al-4V développée dans le cadre de ces travaux de thèse. Comme explicité au chapitre 2, cette modélisation consiste en la réalisation de modélisations numériques à différentes échelles d'étude : locale, intermédiaire et macroscopique. L'approche locale correspond à l'analyse de la coupe au niveau d'un segment élémentaire de l'arête de coupe d'un foret et est donc assimilée à l'étude de la coupe oblique horizontale voire orthogonale du Ti-6Al-4V. L'approche intermédiaire, quant à elle, porte sur les mécanismes inhérents à la coupe sur une portion de l'arête de coupe du foret (de l'ordre de 1.5mm de longueur), autrement dit ceux rencontrés au cours du perçage de tubes/pion. Enfin, l'analyse du procédé de perçage à l'échelle macroscopique équivaut à étudier le perçage pleine matière d'un pion de diamètre supérieur à celui du foret utilisé. En outre, ces travaux de thèse s'inscrivent aussi dans une démarche plus globale. L'objectif est également de vérifier si une extension du domaine d'application des lois de comportement et d'endommagement développées au cours de la thèse de M. Harzallah est envisageable dans le cas du procédé de perçage. Ces lois avaient effectivement fait l'objet d'une validation par confrontation avec l'expérimental dans le cas de la coupe orthogonale. Ainsi, ce chapitre présente dans un premier temps les techniques de modélisation classiquement employées dans la littérature. Dans un second temps, il permet de revenir sur les lois implémentées au sein de cette modélisation numérique et de préciser comment*

sont implémentées la génération et la conduction de la chaleur. Enfin, sont exposés l'ensemble des modèles thermomécaniques éléments finis développés à chaque échelle d'étude ainsi que les modèles thermiques par différences finies liés au perçage après plusieurs tours de foret.

## 3.1 Modélisation numérique en usinage : état de l'art

Parmi les techniques de modélisation, la modélisation numérique par éléments finis demeure la plus largement utilisée et appliquée en usinage depuis plusieurs décennies [Avevor+2017] devant même la modélisation par différences finies, utilisée notamment par Lazoglu *et al.* [Lazoglu+2012] dont l'implémentation est réputée efficace et les calculs rapides. Cependant, dans certaines conditions, la difficulté de mise en place des conditions aux limites rendent la mise en œuvre de cette dernière difficile lorsque l'objectif est de s'approcher au plus près des phénomènes physiques. D'autre part, elles deviennent inappropriées dans le cas de géométries complexes et pour la résolution de problèmes qui ne sont plus purement thermiques mais thermomécaniques. Dans le cas d'une modélisation 3D thermomécanique du perçage, le choix d'une modélisation par éléments finis semble donc plus judicieux. Dans la littérature, deux approches sont classiquement utilisées pour aborder ce type de modélisation, à savoir les approches dites Lagrangienne et Eulérienne [Akarca+2008 ; Ma+2011].

### 3.1.1 FEM Lagrangienne

L'approche Lagrangienne consiste à utiliser une discrétisation (maillage de la pièce à usiner dans le cas des éléments finis) qui soit liée à la matière et qui suit donc ses déformations [Akarca+2008 ; Ma+2011 ; Mechri2016]. Le comportement des points matériaux est alors étudié à chaque instant et la connectivité est assurée par des nœuds [Zienkiewicz+2005]. Cette technique est largement répandue en calcul de structure et de plus en plus utilisée pour modéliser l'écoulement de la matière lors d'une opération de coupe [Atlati+2011 ; Harzallah+2017 ; Hortig+2007 ; Kouadri+2013 ; Mabrouki+2008 ; Ye+2014 ; Zhang+2015] ou de procédés tels que le fraisage [Wu+2015] et le perçage [Giasin+2016 ; Isbilir+2011 ; Nan+2016 ; Wu+2012]. Un de ses avantages est qu'elle permet une mise en place simple des conditions aux limites de la surface libre [Mechri2016]. Lorsque l'intérêt est porté sur le vécu des éléments de matière ou la capacité du modèle à générer des copeaux dont la morphologie est proche de celles observées en conditions réelles (continus, festonnés, fractionnés, ...), cette technique est particulièrement appropriée [Girion2017 ; Mechri2016]. À titre d'exemple, Harzallah *et al.* [Harzallah+2017] parviennent à simuler la génération de copeaux festonnés lors de la coupe de l'alliage de Ti-6Al-4V pour une avance de  $250\mu\text{m}$  à l'aide d'une formulation Lagrangienne.

Les modèles à l'échelle du procédé de perçage sont en général dédiés à l'obtention de données macroscopiques tels que les efforts, les couples, et l'état du trou percé en termes de bavures ou encore de cylindricité [Chatterjee+2016 ; Giasin+2016 ; Isbilir+2011 ; Nan+2016 ; Wu+2012] (voir section 1.5).

La modélisation de la séparation de la matière constitue cependant une réelle difficulté et est généralement traitée à l'aide d'un critère. Classiquement, ce critère est basé sur des critères géométriques, volumétriques, énergétiques ou formulés en endommagement : le paramètre critique est calculé à chaque itération en chacun des points d'intégration. Lorsque sa valeur est trop proche de la valeur seuil, l'élément concerné est supprimé ; ce qui permet alors la formation du copeau. Sa mise en œuvre est relativement simple. Cependant, étant donné qu'en formulation Lagrangienne le maillage suit le mouvement du matériau, des déformations et des vitesses de déformations importantes sont générées notamment au niveau des zones de cisaillement. Des problèmes liés à la distorsion des éléments sont alors très fréquemment rencontrés [Akarca+2008 ; Mechri2016 ; Sridhar+2020 ; Zhang+2015] en particulier au cours de l'usinage de métaux ductiles.

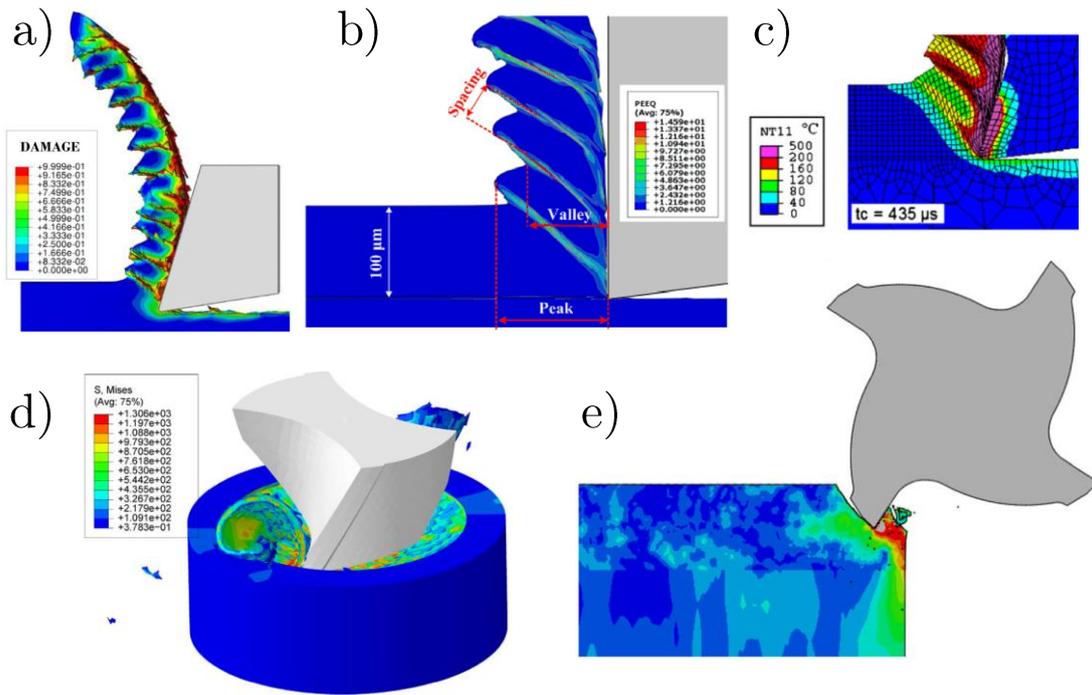


Figure 3.1 – Morphologies des copeaux obtenus par le biais d'une modélisation FE Lagrangienne - Coupe orthogonale du Ti-6Al-4V (a) [Harzallah+2017] (b) [Ye+2014] (c) Coupe orthogonale de l'alliage d'aluminium A2024-T351 [Mabrouki+2008] (d) Perçage de l'acier AISI 1045 [Nan+2016] (e) Fraisage du Ti-6Al-4V [Wu+2015]

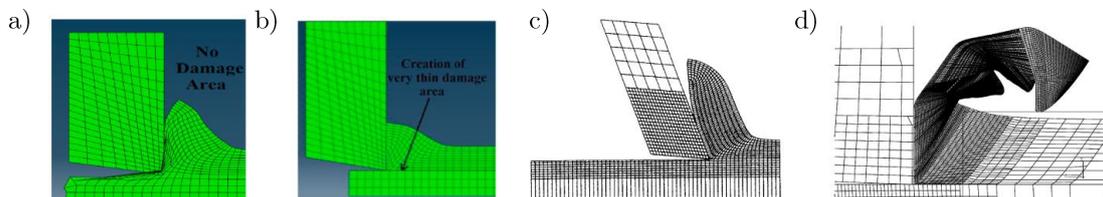


Figure 3.2 – Exemples de copeaux en formation (a) par un critère de séparation de matière appliqué à l'ensemble du matériau [Soliman+2020] (b) avec une zone sacrificielle [Soliman+2020] (c) par déboutonnage [Mamalis+2001] (d) par remaillage [Bäker2005]

Ceci a pour effet d'induire une évaluation erronée des contraintes [Akarca+2008 ; Aveyor+2017 ; Calamaz+2009 ; Guibert2008] et suscite alors des problèmes de convergence des calculs. Une solution régulièrement adoptée est alors d'utiliser des techniques de remaillage [Bäker2005 ; Calamaz+2008 ; Ma+2011 ; Muhammad+2012 ; Sridhar+2020 ; Zeramdini2018]. Certains auteurs choisissent d'implémenter un critère de séparation au sein d'une zone sacrificielle, d'épaisseur négligeable face à l'avance de l'outil, afin de conditionner cette suppression d'éléments à cette zone prédéfinie [Chen+2014 ; Hortig+2007 ; Mabrouki+2008 ; Soldani+2019 ; Vaziri+2011 ; Xu+2021 ; Ye+2014]. D'autres stratégies consistent à procéder à un « déboutonnage » des nœuds le long d'une ligne pré-établie [Lo2000 ; Mamalis+2001]. Cependant, Sridhar *et al.* [Sridhar+2020] soulignent les imprécisions couramment générées par ces différentes solutions ; en particulier, Aveyor *et al.* [Aveyor+2017] relèvent leur influence sur les paramètres thermomécaniques de la surface usinée. Ces méthodes conduisent donc à des imprécisions et requièrent de préjuger de la façon dont va se séparer la matière.

### 3.1.2 FEM Eulérienne

L'approche Eulérienne repose sur l'utilisation d'un maillage spatial fixe dans l'espace à travers lequel le matériau est libre de se déformer [Akarca+2008 ; Guibert2008 ; Mechri2016]. Cette approche suggère alors de préférer le suivi des volumes plutôt que des points matériels [Ma+2011]. Le calcul FE utilisant des éléments eulériens comporte deux principales étapes. La première consiste en une phase analogue à une phase Lagrangienne assurant la projection de la solution dans le temps. La seconde est la phase Eulérienne appelée également étape d'advection au cours de laquelle la solution est transportée dans l'espace : il y a remaillage amenant le maillage à sa position d'origine. Ainsi, le maillage apparaît immobile dans le temps en post-processing. Pour que la matière s'écoule à travers le maillage stationnaire, un maillage vide superpose le maillage d'origine [Akarca+2008].

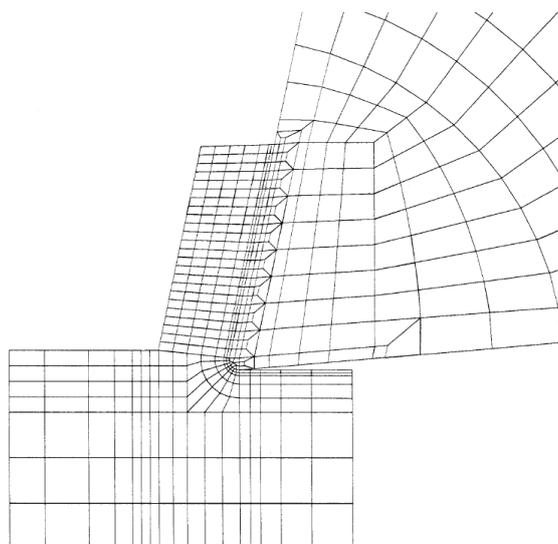


Figure 3.3 – Maillage utilisé par Kim et al. pour leur modèle FE eulérien de la coupe orthogonale de l'acier SM20C [Kim+1999]

Étant donné que cette formulation dispense de la problématique de déformations/séparations des mailles et donc de distorsion de maillages [Akarca+2008 ; Mechri2016] et de remaillage coûteux [Girion2017], elle s'avère judicieuse pour la traduction de phénomènes aux grandes déformations. Des auteurs comme Kim *et al.* [Kim+1999] ont réalisé une modélisation FE Eulérienne de la coupe d'un acier afin de s'intéresser à l'influence du rayon d'acuité sur les mécanismes de coupe. Ils parviennent alors à obtenir des efforts satisfaisants par rapport à l'expérimental (leur maillage est illustré sur la figure 3.3). Néanmoins, du fait de ce suivi de la matière en surface libre, les applications pour cette formulation sont plus limitées que pour l'approche Lagrangienne. Les solutions acquises suite au calcul avec formulation Eulérienne sont stationnaires et requièrent donc une connaissance de la forme du copeau en usinage comme cela est montré par exemple par [Guibert2008]. Cela implique des hypothèses réductrices comme la génération d'un copeau continu d'épaisseur uniforme [Atlati+2011] comme cela est souvent le cas dans la littérature [Carroll+1988 ; Kim+1999 ; Strenkowski+1990 ; Tyan+1992] (voir figure 3.4). L'approche Eulérienne semble donc peu adaptée à la modélisation de procédés d'usinage induisant des copeaux périodiques, festonnés ou élémentaires comme ceux rencontrés en fraisage [Ma+2011] ou en coupe orthogonale de certains matériaux. Il est cependant à noter les travaux de Benson et Okazawa [Benson+2004] qui sont parvenus à obtenir des copeaux élémentaires à l'aide d'une modélisation éléments finis Eulérienne.

Cette formulation Eulérienne s'avère proche de celle utilisée pour formaliser les mesures par PIV (voir section 1.6.2 du chapitre 1) ce qui conduit à une bonne complémentarité de ces deux

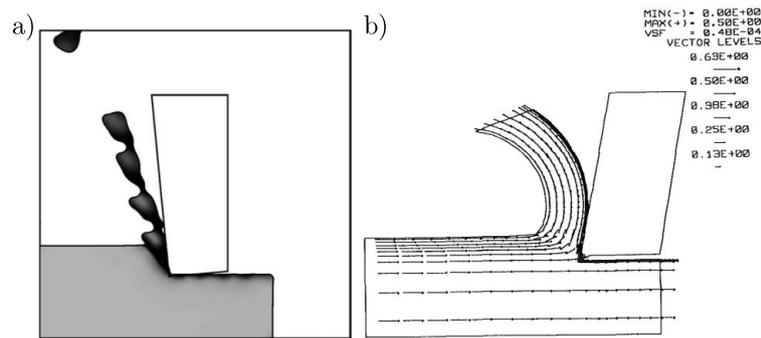


Figure 3.4 – Morphologies des copeaux obtenus en coupe orthogonale par le biais d'une modélisation FE Eulérienne - (a) [Benson+2004] (b) [Strenkowski+1990]

approches pour confronter des vitesses de déformation expérimentales et numériques. Cependant, il semble plus intuitif de confronter des champs de déformations obtenus par le biais d'un modèle Lagrangien avec ceux évalués par DIC (voir section 1.6.2 du chapitre 1) comme c'est le cas dans ces présents travaux.

### 3.1.3 FEM ALE

Afin de pallier aux problèmes de distorsions de maillage sans utiliser de techniques de remaillage ou de critère de séparation, certains auteurs font le choix d'utiliser un modèle de maillage adaptatif ALE (Arbitrary Lagrangian Eulerian Finite Element Model). Celui-ci combine en quelque sorte les deux précédentes formulations [Benson2019] en faisant la distinction entre l'évolution du maillage et celle des déformations du matériau [Movahhedy+2000]. Le maillage n'est pas découplé totalement de l'écoulement de la matière comme en formulation Eulérienne ni lié complètement à celui-ci comme en formulation Lagrangienne mais lié en partie [Girinson2017]. Ce type de modélisation consiste à introduire ce maillage au sein d'une formulation Lagrangienne et celui-ci est adaptatif, capable de se parfaire en fonction des déformations du matériau (voir figure 3.5).

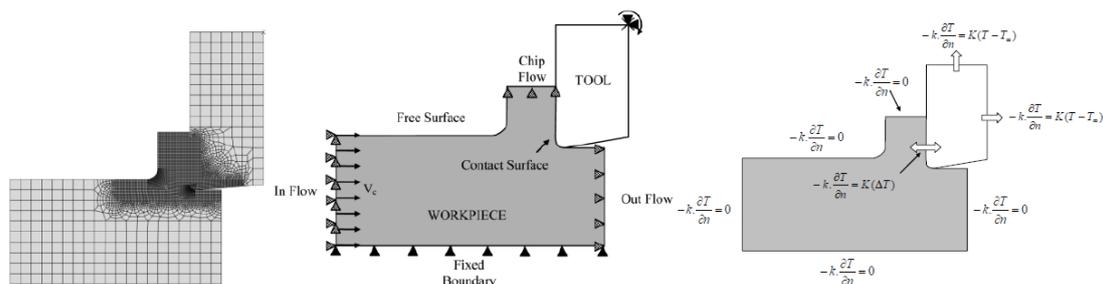


Figure 3.5 – Maillage utilisé par Senecaut et al. avec l'approche ALE pour leur modèle éléments finis (FEM) de la coupe orthogonale de l'acier AISI 1045 [Senecaut+2015]

Des solutions aussi bien en régime stationnaire que transitoire peuvent être générées [Guibert2008] contrairement aux méthodes avec formulation Eulérienne. Cependant, les études numériques menées jusqu'à présent concernaient essentiellement le calcul de solutions quasi-stationnaires pour les efforts de coupe et le transfert de chaleur au niveau de la face de coupe de l'outil [Avevor+2017]. Les applications restent là encore limitées dans la littérature car, comme pour l'approche Eulérienne, la simulation de la découpe se restreint à une étude en régime stabilisé où le copeau formé est d'épaisseur constante [Avevor+2017]. Senecaut et al. [Senecaut+2015] proposent par exemple une modélisation FE ALE 2D sur Abaqus/Explicit simulant la génération

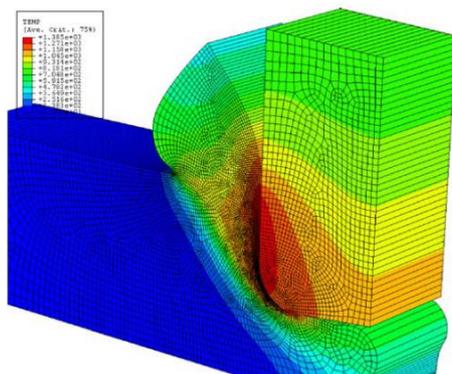


Figure 3.6 – Morphologie des copeaux obtenus par le biais d'une modélisation FE par l'approche ALE lors de la coupe de l'acier AISI 4340 [Özel+2007]

de copeau continu en coupe orthogonale de l'acier AISI1045 de manière à tenir compte des effets de recristallisation à l'interface copeau/outil.

Dans l'optique d'étendre le domaine d'application de la méthode ALE, Aveyor *et al.* [Aveyor+2017] ont réalisé un modèle éléments finis ALE sur Abaqus/Explicit pour simuler la formation de copeaux en fraisage, donc dans des conditions de coupe transitoires et une épaisseur de copeau qui varie. Pour se faire, un mouvement de translation verticale anime l'outil ce qui assure la variation continue de l'épaisseur du copeau. Par comparaison à des essais de coupe d'un alliage d'aluminium à vitesses de coupe élevées ( $51.5$  et  $66.2 m.s^{-1}$ ) sans lubrification, ces travaux ont permis aux auteurs de conclure sur la pertinence de la méthode ALE pour modéliser la formation d'une couche adhésive le long de la face de coupe de l'outil. Leurs résultats numériques mettent en évidence une augmentation de la zone d'adhésion avec le temps. Des études ont en effet été entreprises sur l'utilisation d'une approche ALE pour affiner la modélisation du contact outil/matière [Haglund+2008], plus rigoureuse sous cette formulation (sans critère de séparation). Llanos *et al.* [Llanos+2009] se sont quant à eux intéressés à la modélisation 3D de la coupe oblique verticale en tournage par la méthode ALE afin d'étudier notamment l'influence du coefficient de frottement mais aussi de la largeur de copeau coupée et des conditions de coupe. D'autres auteurs utilisent la méthode ALE pour étudier l'influence du rayon d'acuité sur les champs de contraintes et de température lors de la coupe orthogonale de l'acier AISI 4340 [Özel+2007] (copeau visible 3.6) ou pour mieux appréhender l'impact d'une assistance par jet haute-pression lors du tournage de l'Inconel 718 [Courbon+2011].

### 3.1.4 FEM CEL

Ducobu *et al.* [Ducobu+2017a] notent cependant un inconvénient lié à l'utilisation de la méthode ALE. En effet, les auteurs relèvent le besoin de renseigner la morphologie du copeau en donnée d'entrée sous peine de générer des copeaux numériques dont la morphologie n'est pas satisfaisante par rapport à l'expérimental. Une autre approche combinant les approches Lagrangienne et Eulérienne, dite CEL<sup>1</sup> (Coupled Eulerian-Lagrangian) a donc été adoptée par Ducobu *et al.* [Ducobu+2017a] pour modéliser la coupe orthogonale du Ti-6Al-4V. Son principe repose en coupe orthogonale sur l'application d'un maillage Lagrangien sur l'outil et l'utilisation d'un maillage Eulérien comprenant la pièce à usiner [Ducobu+2017a] ainsi qu'une zone de « vide » afin de simuler la formation du copeau dans cette zone [Ducobu+2019; Klocke+2017; Xu+2021].

Klocke *et al.* [Klocke+2017] réalisent un modèle éléments finis (FEM) par la méthode CEL afin de simuler la coupe orthogonale du Ti-6Al-4V avec et sans lubrification. Le modèle a été validé qualitativement et quantitativement sans lubrification, néanmoins la validation du modèle avec

1. à l'origine elle était utilisée pour simuler les interactions fluide/structure

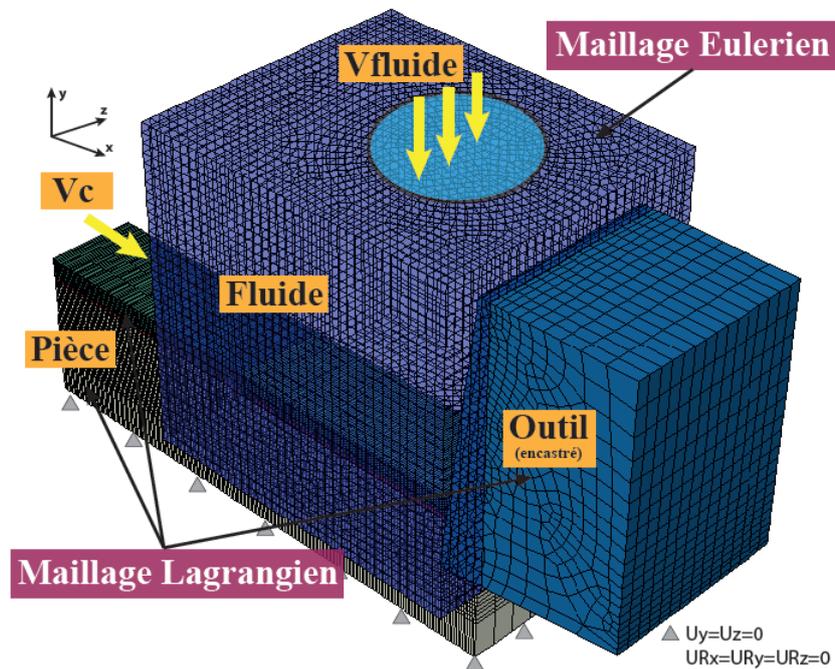


Figure 3.7 – Maillage utilisé par Yessine Ayed avec l'approche CEL pour son modèle éléments finis de la coupe orthogonale du Ti17 [Ayed2013]

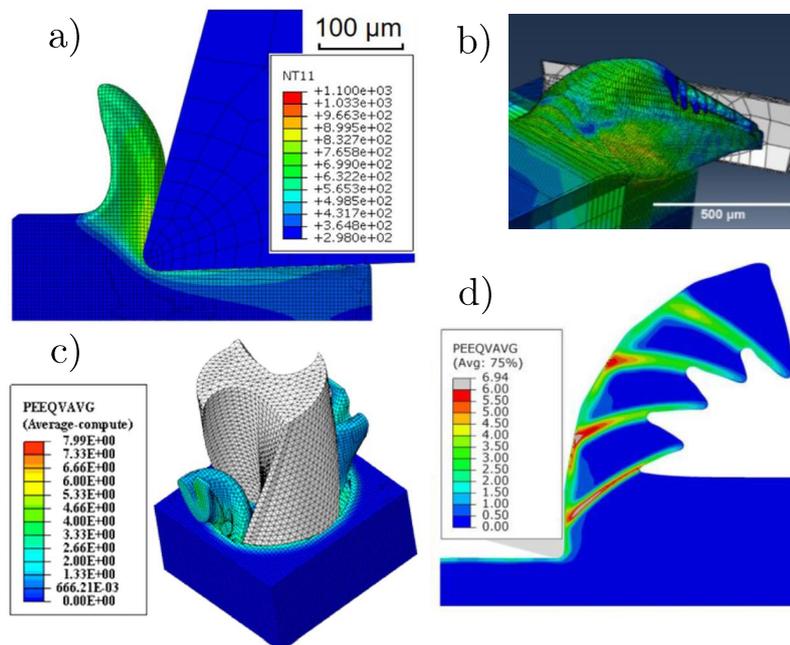


Figure 3.8 – Morphologies des copeaux obtenus par le biais d'une modélisation FE par l'approche CEL - (a) coupe orthogonale du Ti-6Al-4V [Ducobu+2017b] (b) fraisage de l'Al6061-T6 [Gao+2018] (c) perçage de l'AA7010 [Abdelhafeez+2016] (d) coupe orthogonale du Ti-6Al-4V avec modèle d'endommagement [Xu+2021]

lubrification requiert une étude plus approfondie. Notons que cette méthode peut permettre la formation de copeaux festonnés [Klocke+2017; Xu+2021] (voir figure 3.8d) en coupe lorsqu'un modèle d'endommagement est employé. Elle permet également de traduire la variation cyclique de la déformation plastique et de l'intégrité de la surface usinée observée expérimentalement [Xu+2021].

Dans ses travaux de thèse, Yessine Ayed [Ayed2013] emploie la méthode CEL pour simuler la coupe orthogonale assisté par jet d'eau, en tenant donc compte des interactions fluide/structure. L'écoulement du fluide se déroule à travers le maillage Eulérien (représenté figure 3.7). L'implémentation des lois de comportement et d'endommagement de Johnson-Cook lui permet ainsi d'obtenir des copeaux festonnés avec cette approche CEL. Finalement, le découplage des effets thermique et mécanique a mis en évidence que la fragmentation du copeau et le refroidissement de l'interface outil/copeau résultent d'une combinaison entre ces deux effets (thermique et mécanique).

D'autres auteurs se sont intéressés à la modélisation à l'échelle du procédé comme Gao *et al.* [Gao+2018] qui proposent une modélisation par la méthode CEL du fraisage d'un aluminium et qui parviennent à obtenir des résultats satisfaisants par rapport à l'expérimental en termes de morphologie de copeaux et de forces de coupe. Abdelhafeez *et al.* [Abdelhafeez+2016] réalisent quant à eux une modélisation du procédé de perçage d'un alliage d'aluminium en comparant la méthode Lagrangienne et CEL et concluent que la méthode CEL est moins coûteuse en temps de calcul et permet d'obtenir des valeurs de couples plus précises qu'avec l'approche Lagrangienne. Cependant, le manque de précision du modèle Lagrangien est très certainement tributaire du raffinement du maillage. Les copeaux générés dans ces deux derniers travaux sont représentés sur les figures 3.8b et 3.8c.

### 3.1.5 Modélisation SPH

Depuis quelques années, une méthode numérique n'utilisant pas la résolution par éléments finis appelée méthode SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) est employée pour modéliser des procédés d'usinage. À l'origine, cette technique avait été inventée par Lucy [Lucy1977], Gingold et Monaghan [Gingold+1977] en 1977 au sujet d'une problématique de dynamique des gaz en astrophysique. Il n'y a pas de maillage : le matériau est modélisé par un ensemble de points discrets (particules SPH) au niveau desquels la valeur des propriétés du matériau et des variables d'état sont connues [Calamaz+2009]. Cette absence de maillage en méthode SPH permet d'éviter les problèmes de distorsion et d'enchevêtrements des mailles [Calamaz+2009; Madaj+2013] rencontrés en FEM Lagrangienne. D'autre part, étant donné la représentation du matériau sous forme d'un ensemble de particules et non plus d'éléments d'un maillage, les critères de séparation de la matière ne guident pas la rupture le long des arêtes des éléments comme en FEM Lagrangienne : la séparation copeau/pièce est « naturelle » [Limido+2007].

Son utilisation a largement fait ses preuves pour la simulation de la coupe orthogonale élémentaire [Calamaz+2009; Geng+2017a; Geng+2017b; Limido+2007; Madaj+2013; Niu+2018; Stenberg+2017] mais aussi pour la coupe par mono-grain abrasif [Rüttimann+2013; Shen+2014b; Su+2011] ou encore le fraisage [Ghafari-zadeh+2017]. Madaj *et al.* [Madaj+2013], Limido *et al.* [Limido+2007] et Geng *et al.* [Geng+2017b] ont développé un modèle SPH de la coupe orthogonale capable de générer des copeaux dont la morphologie est proche de celle observée expérimentalement. De plus, les modèles de Madaj *et al.* [Madaj+2013], Limido *et al.* [Limido+2007] et Geng *et al.* [Geng+2017a] en coupe orthogonale, de [Rüttimann+2013] en coupe mono-grain et de [Ghafari-zadeh+2017] en fraisage ont permis d'obtenir des efforts de coupe comparables aux résultats expérimentaux. Calamaz *et al.* [Calamaz+2009] ont modélisé l'usinage à sec de l'alliage de titane Ti-6Al-4V par la méthode SPH et ont alors pu estimer correctement l'influence de l'usure, Stenberg *et al.* [Stenberg+2017] concluent également sur la pertinence de

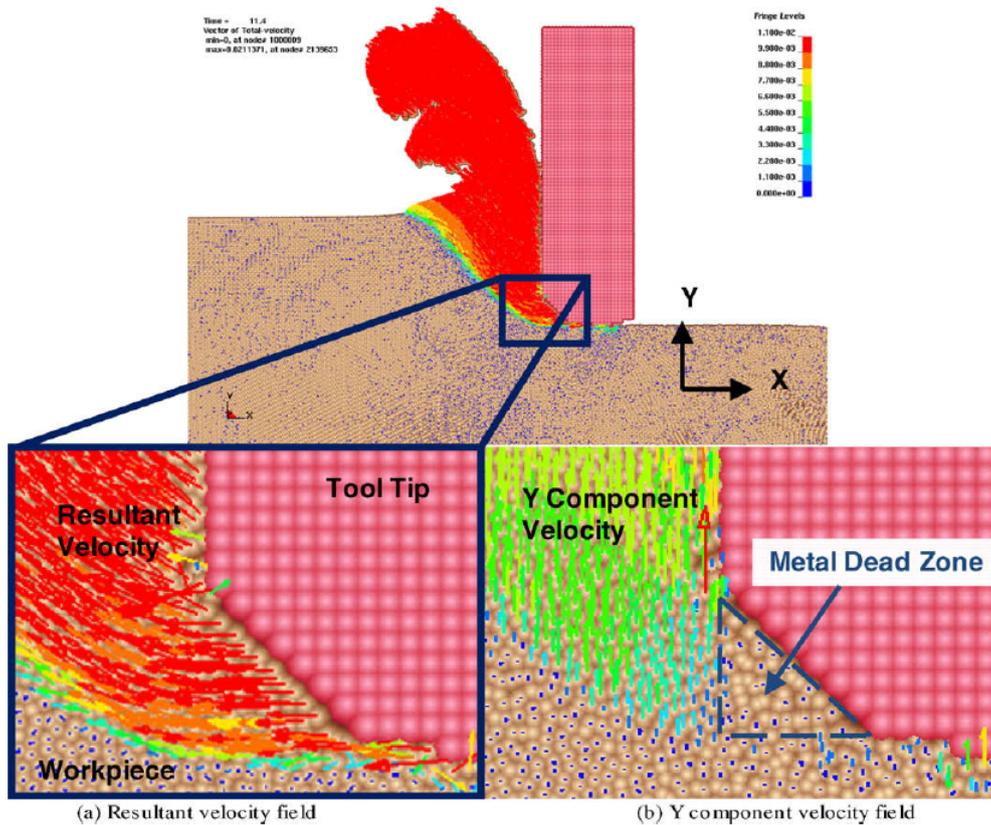


Figure 3.9 – Champs de vitesses obtenus en pointe d'outil et identification d'une zone « morte » [Calamaz+2009]

cette méthode pour estimer l'usure de l'outil, visible sur la figure 3.9. Plus particulièrement, le modèle réalisé par Calamaz *et al.* a mis en évidence la formation d'une zone du matériau usiné dite morte devant l'outil quand celui-ci est très usé. De plus, ces travaux ont prouvé la non pertinence d'une modélisation par éléments finis avec un critère de frottement de Coulomb : il ne permet pas de simuler la formation de cette zone morte. Cette capacité de la méthode SPH à traduire numériquement le phénomène de zone morte observé expérimentalement est également relevée par Ruttiman *et al.* en coupe mono-grain [Rüttimann+2013]. Geng *et al.* [Geng+2017a] ont relevé que les champs de contraintes équivalentes de Von Mises dans la zone de cisaillement obtenus sont similaires à ceux obtenus par le biais d'une FEM ALE. Niu *et al.* [Niu+2018] proposent une modélisation par le biais d'une méthode SPH améliorée leur permettant d'obtenir des morphologies de copeaux plus précises que celles obtenues par le biais d'une modélisation FE ou SPH classique et des forces de coupes proches de celles obtenues expérimentalement et par FEM. Ainsi, ils parviennent à obtenir des copeaux segmentés et des forces de coupes cohérentes sans implémentation d'une zone sacrificielle, d'un critère de séparation de la matière ou de remaillage comme cela est couramment employé en FEM.

Des auteurs associent également les méthodes Lagrangiennes par éléments finis et SPH. Pour cela, la zone de coupe et ses alentours proches sont modélisés à l'aide de la méthode SPH. Le reste de la pièce usinée ainsi que l'outil sont quant à eux maillés à l'aide d'un maillage éléments finis Lagrangien [Ghafarizadeh+2017; Shen+2014b; Su+2011; Takabi+2017; Xi+2014]. Xi *et al.* [Xi+2014] parviennent également à obtenir des morphologies de copeaux et des forces de coupes satisfaisantes par rapport aux données expérimentales.

Néanmoins, le principal inconvénient de cette méthode est que la discrétisation de la solution ne peut pas être inférieure au rayon des particules hydrodynamiques et que l'espacement entre les particules a une influence non négligeable sur la précision des forces obtenues [Ghafarizadeh+2017].

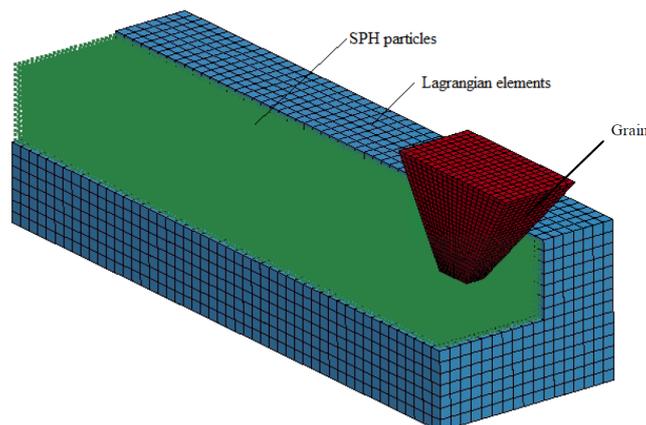


Figure 3.10 – Schématisation du modèle de coupe mono-grain FEM-SPH utilisé par Shen *et al.* [Shen+2014b]

Ainsi, tout comme une technique avec maillage, le critère limitant la réduction de ce rayon résidera essentiellement dans le temps de calcul et la mémoire nécessaire ce qui implique de paralléliser les calculs [Grimaldi+2013]. Les temps de calculs expérimenté par Limido *et al.* [Limido+2007] sont cependant suffisamment courts pour envisager une utilisation industrielle et ils sont parfois même plus courts que ceux en FEM Lagrangienne comme le soulignent Espinosa *et al.* [Espinosa+2008] au sujet de la formation de copeaux continus en coupe oblique. D'autre part, les conditions aux limites sont réputées difficiles à mettre en œuvre [Grimaldi+2013] avec cette méthode et les logiciels SPH ne sont pas réputés aussi robustes que les logiciels de modélisation éléments finis. Par ailleurs, du fait de la difficulté dont relève la simulation de la conduction de la chaleur dans un nuage de point, l'ensemble de ces études se placent le plus souvent sous l'hypothèse d'adiabaticité postulant que les phénomènes sont suffisamment rapides pour que la chaleur ne puisse pas conduire. Dans le cas du procédé de perçage, les vitesses locales de coupe qui s'annulent au centre du trou percé nous ont donc amenés à rejeter cette hypothèse et donc ce type d'approche (SPH). Enfin, les difficultés inhérentes au post-traitement par le biais de la méthode SPH, soulignées notamment par Stenberg *et al.* [Stenberg+2017], nous ont conduit à privilégier une modélisation éléments finis Lagrangienne.

## 3.2 Lois implémentées au sein de la modélisation numérique

La section précédente a permis de parcourir un certain nombre des techniques de modélisation numériques employées pour simuler les opérations d'usinage. Cette présente partie a pour but d'exposer les modèles de comportement, d'endommagement et de frottement les plus régulièrement privilégiés et implémentés au sein de ces modélisations numériques ainsi que les lois sélectionnées et implémentées dans les présents travaux.

### 3.2.1 Comportement

#### 3.2.1.1 État de l'art

De nombreux modèles existent pour traduire la limite d'écoulement des matériaux dont certains sont dits empiriques autrement dit phénoménologiques, d'autres ont une origine physique voir semi-physique [Hor2011]. Il est véritablement très complexe d'établir une loi capable de prendre en compte l'ensemble des paramètres pouvant influencer sur la limite d'écoulement comme les

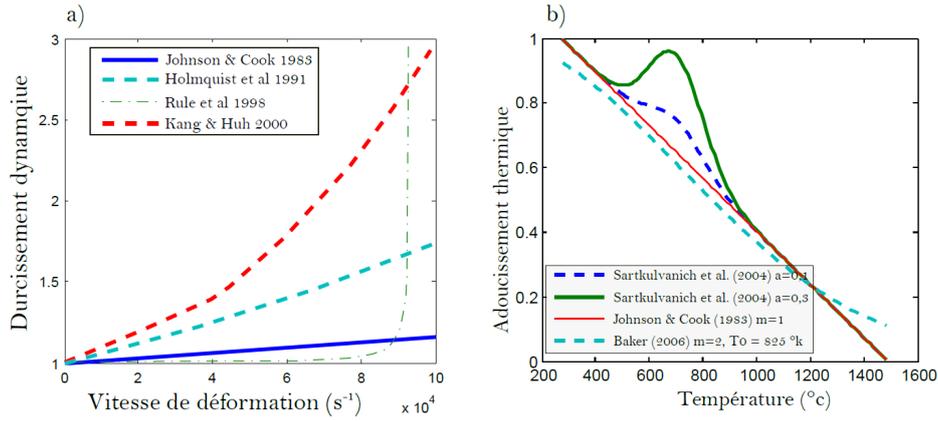


Figure 3.11 – Influence des modifications apportées à la formulation originale de Johnson-Cook (a) sur le terme concernant l'effet de la viscosité et (b) sur l'adoucissement thermique [Harzallah2018]

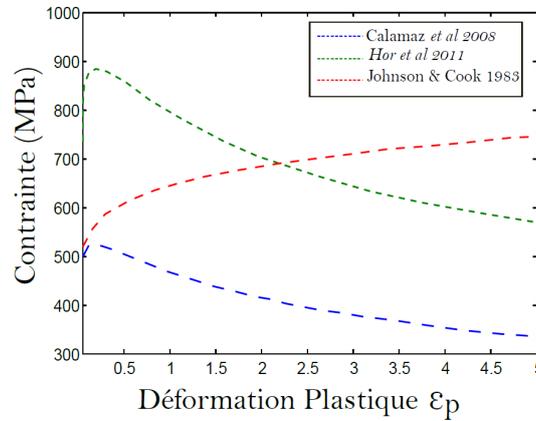


Figure 3.12 – Effet des extensions de Calamaz et al. [Calamaz+2008] et Hor [Hor2011] à la formulation originale de Johnson-Cook [Harzallah2018]

déformations, la vitesse des déformations, la température et les aspects microstructuraux. C'est pourquoi elles se limitent souvent à un certain domaine d'applications et de conditions. Étant donné leur simplicité mathématique, les modèles phénoménologiques sont majoritairement utilisés et sont donc aisément identifiés avec peu de moyens expérimentaux.

L'objectif ici n'est pas de dresser une liste détaillée et exhaustive de ces lois de comportement mais de véritablement appréhender la dynamique fondée autour de leur élaboration et de contextualiser ces travaux par rapport à ce qui est fait dans la littérature.

Le modèle de comportement le plus célèbre et le plus majoritairement employé en usinage depuis son élaboration demeure celui de Johnson-Cook [Johnson+1983] illustré par l'équation (3.2.1.1). Il a été identifié sur la base de données expérimentales obtenues sur 12 matériaux différents en quasi-statique à l'ambient et en dynamique. Il consiste au produit de trois termes : le terme d'érouissage dit de Ludwick (1909), le terme correspondant à l'effet de la viscosité et le terme traduisant l'influence de la température.

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Pour } T \leq T_0 : \\ \sigma_y = [A + B(\varepsilon_p)^n] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \\ \text{Pour } T_0 \leq T \leq T_f : \\ \sigma_y = [A + B(\varepsilon_p)^n] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right] \end{array} \right. \quad (3.1)$$

**Table 3.1** – Diverses lois de comportement proposées dans la littérature

Références	Lois de comportement
[Holmquist+1991]	$\sigma_y = [A + B (\varepsilon_p)^n] \left[ \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^C \right] \left[ 1 - \left( \frac{T-T_0}{T_f-T_0} \right)^m \right]$
[Meyers+1994]	$\begin{cases} \sigma_y = [A + B (\varepsilon_p)^n] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T-T_0}{T_f-T_0} \right)^m \right] H(T) \\ H(T \geq T_c) = \frac{\sigma_{Rec}}{\sigma_{Start}} \\ H(T \leq T_c) = 1 \end{cases}$
[Rule+1998]	$\sigma_y = [A + B (\varepsilon_p)^n] \left[ 1 + C_1 \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) + C_2 \left( \frac{1}{C_3 - \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right)} \right) - \frac{1}{C_3} \right] \left[ 1 - \left( \frac{T-T_0}{T_f-T_0} \right)^m \right]$
[Khan+1999]	$\sigma_y = [B (\varepsilon_p)^{n_0} \left( 1 - \left( \frac{\ln(\dot{\varepsilon}_p)}{\ln(\dot{\varepsilon}_0)} \right)^{n_1} \right)] \left[ \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^c \right] \left[ 1 - \left( \frac{T-T_0}{T_f-T_0} \right)^m \right]$
[Kang+2000]	$\sigma_y = [A + B (\varepsilon_p)^n] \left[ 1 + C_1 \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) + C_2 \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{n_1} \right] \left[ 1 - \left( \frac{T-T_0}{T_f-T_0} \right)^m \right]$
[Sartkulvanich+2004]	$\sigma_y = [B (\varepsilon_p)^n] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ \left( \frac{T-T_0}{T_0-T_0} \right) + a \exp(-5.10^{-5}(T - 200)^2) \right]$
[Bäker2006]	$\sigma_y = \left[ B (\varepsilon_p)^n \exp\left(-\left(\frac{T}{T_0}\right)^m\right) \right] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \exp\left(-\left(\frac{T}{T_0}\right)^m\right)$
[Calamaz+2008]	$\begin{cases} \sigma_y = \left[ A + B (\varepsilon_p)^n \left( \frac{1}{\exp(\varepsilon_p^a)} \right) \right] \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T-T_0}{T_f-T_0} \right)^m \right] f(D, S) \\ f(D, S) = \left[ D + (1 - D) \tanh \left( \frac{1}{(\varepsilon + S)^c} \right) \right] \\ D = 1 - \left( \frac{T}{T_m} \right)^d \\ S = \left( \frac{T}{T_m} \right)^b \end{cases}$
[Hor2011]	$\begin{cases} \sigma_y = [A + B (\varepsilon_p)^n] \left[ 1 + C(T) \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - m_1 \left( \frac{T-T_0}{T_f-T_0} \right)^{m_2} \right] f(D, \varepsilon_p) \\ f(D, \varepsilon_p) = \left[ D + (1 - D) \tanh \left( \frac{1}{(\varepsilon_p + \varepsilon_0)} \right) \right] \\ D = 1 - \left( \frac{P\varepsilon_p}{1 + P\varepsilon_p} \right) \tanh \left( \frac{T-T_0}{T_{rec}-T_0} \right) \\ C(T) = C_1 \frac{\exp(C_2 \frac{T}{T_m})}{T_m} \end{cases}$

Où  $\varepsilon_p$  correspond à la déformation plastique,  $\dot{\varepsilon}_p$  à la vitesse de déformation et  $\dot{\varepsilon}_0$  à la vitesse de déformation de référence.  $T_f$  désigne la température de fusion et  $T_0$  la température de référence en dessous de laquelle le comportement du matériau n'est pas impacté par la température. Pour identifier la loi de Johnson-Cook, 5 paramètres sont à déterminer :  $A$  la contrainte d'écoulement à déformation plastique nulle,  $B$  le module d'écrouissage,  $n$  l'exposant d'écrouissage,  $C$  la sensibilité à la vitesse de déformation et  $m$  l'exposant d'adoucissement thermique.

Depuis lors, les travaux autour de la loi de comportement reposent essentiellement en une succession de modifications et d'adaptations de la loi de Johnson-Cook selon le type d'applications, de matériaux et de conditions visés (voir tableau 3.1).

À la lecture du tableau 3.1, on constate que chaque formulation est motivée par la nécessité d'adapter l'existant à un matériau différent ou à tenir compte de tel ou tel phénomène particulier. Aucune de ces formulations ne s'est véritablement imposée à ce jour comme pouvant être appliquée largement, en dehors du cadre restreint dans lequel elle a été postulée (et le cas échéant validée). L'utilisateur se retrouve dès lors face à un choix difficile entre plusieurs formulations parfois

contradictoires ce qui conduit de nombreux auteurs à chercher à adapter eux-même la loi originale de Johnson-Cook et donne lieu à une littérature abondante.

### 3.2.1.2 Démarche adoptée

L'ensemble de ces modèles de comportement ainsi que la loi originale de Johnson-Cook ont l'avantage de présenter un nombre de paramètres à identifier relativement faible. Ils sont ainsi aisément implémentés au sein d'une simulation numérique. Néanmoins, ces lois présentent la même problématique que celle de Johnson-Cook. Leurs formulations reposent sur l'adjonction de termes multiplicatifs. Dès lors, bien que la plupart de ces nouvelles lois affichent un couplage fort, leurs identifications demeurent, quant à elles, découplées et incertaines. À titre d'exemple M. Harzallah a montré que pour un jeu d'essais identiques, la valeur du coefficient  $C$  était différente selon que  $m$  avait été préalablement fixé ou non : l'identification de  $C$  et  $n$  n'est pas univoque.

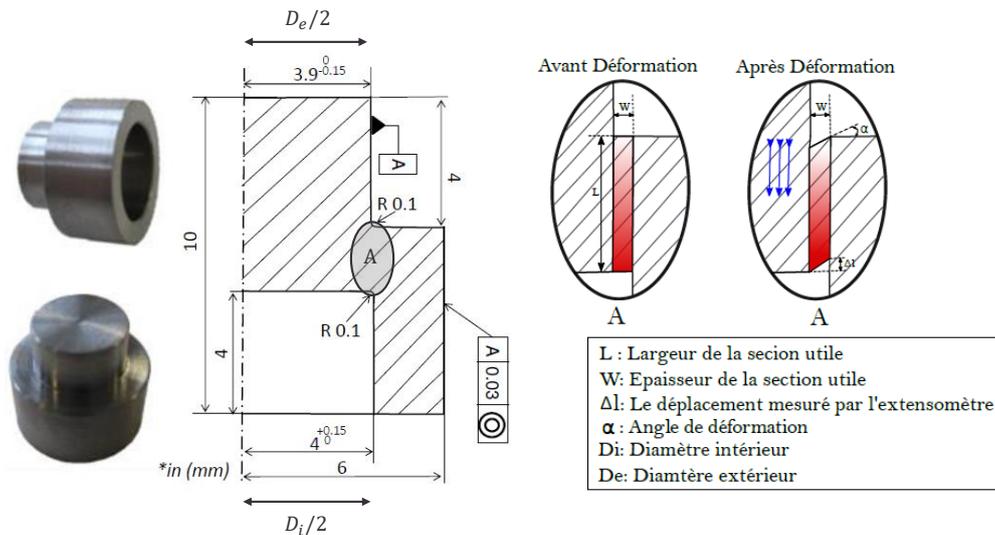


Figure 3.13 – Dimensions des éprouvettes chapeau utilisées au cours des essais sur la machine Gleeble et zone de cisaillement théorique [Harzallah2018]

En outre, dans le cadre de la thèse de Mahmoud Harzallah [Harzallah2018], des essais en cisaillement dynamique sur une machine Gleeble avec des éprouvettes chapeau de Ti-6Al-4V (voir figure 3.13) ont été réalisés par l'équipe du LAMPA de l'ENSAM d'Angers. Ces essais ont permis d'obtenir les courbes présentées figure 3.14 pour des températures allant jusqu'à 900°C et des vitesses de sollicitation entre  $10^{-1}mm.s^{-1}$  et  $10^3mm.s^{-1}$ . Ces résultats mettent en exergue l'influence de ces paramètres sur le comportement du matériau et le phénomène d'adoucissement thermique du Ti-6Al-4V aux températures élevées (forte ductilité). Au niveau de la zone d'étude de l'éprouvette, les mécanismes sont donc complexes et très dépendants de la température et de la vitesse de sollicitation. D'autre part, les travaux d'identification de la loi de Johnson-Cook ont quant à eux montré l'incapacité de cette dernière à traduire le comportement du Ti-6Al-4V pour des gammes de températures et de vitesses de sollicitations élevées [Harzallah2018].

Précisons également que les présents travaux ne s'inscrivent pas dans une démarche ambitieuse d'élaboration d'un nouveau terme ou de modification de la loi de Johnson-Cook pour le Ti-6Al-4V. Étant donné que l'ensemble des lois présentées précédemment ne sont applicables que pour un matériau et des conditions expérimentales données, il a été décidé de partir d'une loi relativement « simple », certes également valable pour un unique matériau, mais présentant un véritable sens physique. L'incapacité du modèle de Johnson-Cook à illustrer le comportement du Ti-6Al-4V en particulier aux températures et vitesses de sollicitations élevées a finalement motivé le choix d'implémenter au sein de notre modélisation numérique, une formulation basée uniquement sur

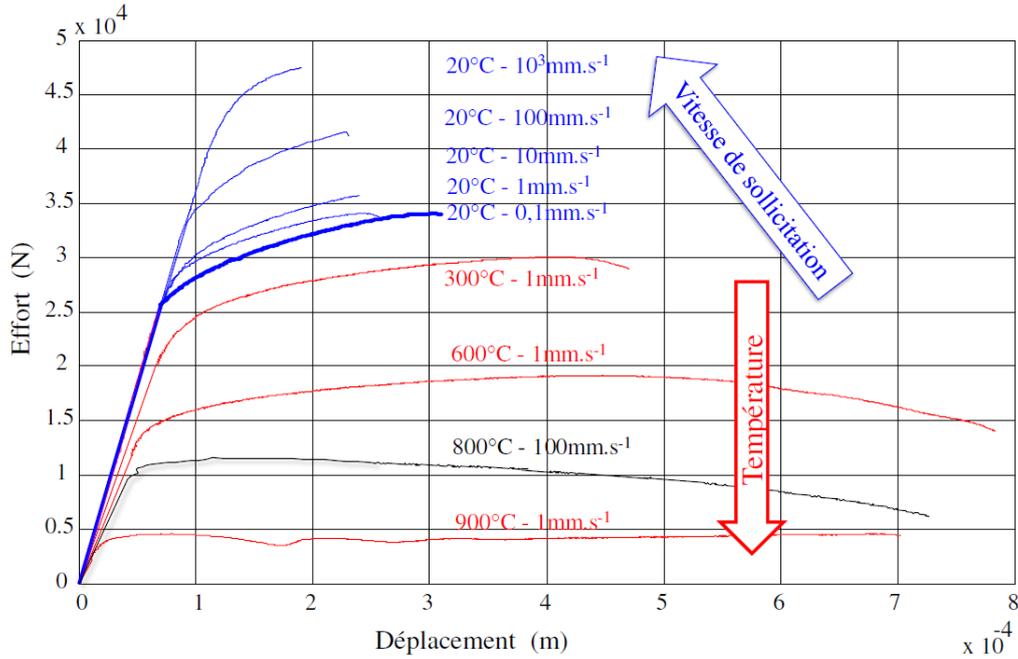


Figure 3.14 – Résultats des essais de cisaillement dynamique sur la machine Gleeble [Harzallah2018]

le terme d'écroissage de la loi de Johnson-Cook, autrement dit sur la loi de Ludwick dépendant uniquement de trois paramètres (voir la relation (3.2.1.2)). En effet, cette formulation simple permet de traduire de façon relativement satisfaisantes les résultats obtenus au cours des essais de cisaillement dynamique sur la machine Gleeble [Harzallah2018].

$$\sigma_y = A + B(\varepsilon_p)^n \quad (3.2)$$

Où  $A$  correspond à la limite d'élasticité,  $B$  au module d'écroissage et  $n$  à l'exposant d'écroissage.

### 3.2.1.3 Modèle de comportement sélectionné

Cette réflexion a permis d'identifier entre autres que le modèle de Johnson-Cook suggère une hypothèse trop forte ici quant à l'évolution de la contrainte avec la vitesse de déformation qui est préjugée identique à toute température. Finalement, la constance des différents paramètres  $A$ ,  $B$ ,  $n$ ,  $C$ , et  $m$  renforce la non pertinence du modèle dans le cas de l'usinage. En effet, elle suppose d'une part une indépendance des paramètres  $C$  et  $m$  et des paramètres  $B$  et  $n$  et d'autre part, un fort a priori sur le comportement, en particulier sur l'évolution de l'écroissage en vitesse et en température.

La loi de Johnson-Cook repose sur le fait que température et vitesse vont avoir des influences sur l'écroissage indépendantes l'une de l'autre. Or, expérimentalement, on observe que la température joue sur la sensibilité en vitesse de déformation du matériau et réciproquement. Le choix de paramètres constants face à la mise en évidence de la dépendance couplée du comportement avec la température et la vitesse de déformation apparaît alors clairement non pertinent. Comme explicité précédemment, le but ici est d'implémenter une loi de comportement de forme simple contraignant le moins possible le comportement et lui offrant ainsi la liberté de suivre au plus près les courbes expérimentales. En se basant sur le terme d'écroissage de la loi de Johnson-Cook, autrement dit la loi de Ludwick comme présentée à la section précédente, il a été décidé d'introduire une dépendance des trois paramètres  $A$ ,  $B$  et  $n$  avec la température  $T$  et la vitesse de déformation  $\dot{\varepsilon}_p$ . Cette nouvelle loi développée dans le cadre des travaux de thèse de Mahmoud Harzallah [Harzallah2018] est caractérisée par la relation de l'équation (3.2.1.3). De

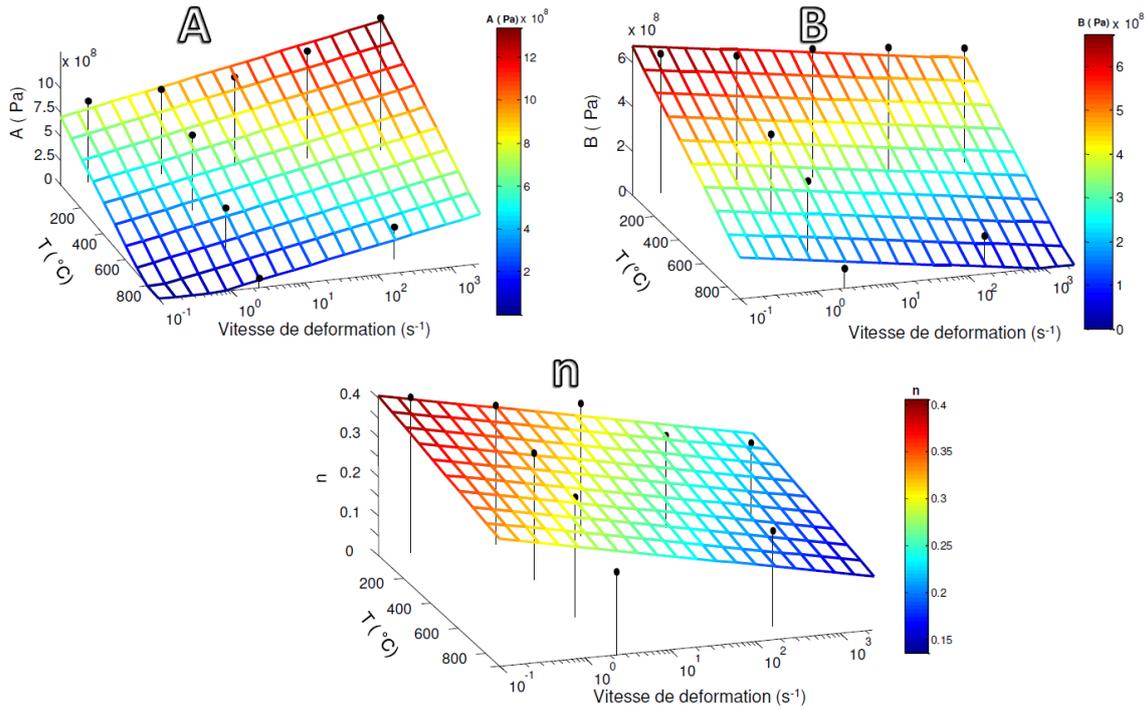


Figure 3.15 – Plans d'évolution des paramètres  $A$ ,  $B$  et  $n$  avec la vitesse de déformation et la température - Superposition des valeurs de  $A$ ,  $B$  et  $n$  obtenues par méthode inverse [Harzallah2018]

cette manière, la loi de comportement obtenue affiche un couplage explicite du comportement thermomécanique. Rappelons ici que les travaux de Mahmoud Harzallah ont permis de confirmer la capacité de ce modèle de comportement (équation (3.2.1.3)) à traduire les mécanismes de coupe en coupe orthogonale ( $\gamma_f = 0^\circ$  ou  $15^\circ$ ,  $V_c = 3$  ou  $15 m/min$  et  $f = 250 \mu m$ ) : l'objectif ici est également de vérifier si le domaine d'application de cette loi peut s'étendre au cas de la coupe oblique et du procédé de perçage.

$$\sigma_y = A(\dot{\epsilon}_p, T) + B(\dot{\epsilon}_p, T) \cdot \dot{\epsilon}_p^{n(\dot{\epsilon}_p, T)} \quad (3.3)$$

Les travaux d'identification réalisés ont permis de remarquer que les valeurs des paramètres (figure 3.15) peuvent être approximées par une équation de plan (voir équation (3.2.1.3)) et cela pour une erreur maximale inférieure à 6%.

$$A, B, n = -a \cdot T - b \cdot \ln(\dot{\epsilon}_p) - c \quad (3.4)$$

Il suffit alors d'identifier ces paramètres de plans  $a$ ,  $b$  et  $c$  pour chacun des paramètres de la loi  $A$ ,  $B$  et  $n$ . Leurs valeurs obtenues par une procédure d'identification par moindres carrés sont répertoriées dans le tableau 3.2. Malgré le potentiel cumul des deux erreurs, la loi de comportement alors identifiée a été confirmée plus performante que la loi de Johnson-Cook pour illustrer fidèlement le comportement du Ti-6Al-4V [Harzallah2018]. Ce constat s'est avéré d'autant plus vrai pour les gammes de températures et de vitesses de déformations élevées, là où la loi de Johnson-Cook présente ses principales faiblesses.

Il est à noter que l'identification de ce modèle a été effectuée sur des gammes de températures et de vitesses de déformations rencontrées en usinage (i.e pour des températures comprises entre 20

**Table 3.2** – Paramètres décrivant l'équation de plan pour chacun des paramètres  $A$ ,  $B$  et  $n$  [Harzallah2018]

	A (Pa)	B (Pa)	n
a	$9.36 \times 10^5$	$5.57 \times 10^5$	$9.46 \times 10^{-5}$
b	$-1.45 \times 10^8$	$4.66 \times 10^7$	$4.23 \times 10^{-2}$
c	$-8.65 \times 10^8$	$-6.39 \times 10^8$	-0.365

et 800°C et des vitesses de déformations entre 0.1 et 3500s<sup>-1</sup>). Au vu de la position des valeurs des paramètres obtenues par méthode inverse sur ce domaine de température et de vitesses de déformation, cette identification peut légitimement être jugée robuste (voir figure 3.15). De plus, le choix délibéré de tests de cisaillement dynamique sur des éprouvettes chapeau avec ce type de dimensions représentées figure 3.13 a été réalisé dans le but d'étudier une zone utile de l'éprouvette subissant un rapport de contraintes de compression - contraintes de cisaillement similaire à celui subi par la matière en zone de cisaillement primaire en usinage : la loi a donc été identifiée sur une plage de triaxialité adéquate. Plus généralement, l'idée était de générer, dans ces travaux d'identification, un trajet de déformation le plus proche possible de celui réellement vécu par la matière en usinage.

## 3.2.2 Endommagement

### 3.2.2.1 État de l'art

Le comportement à rupture du Ti-6Al-4V (aux températures supérieures à l'ambiante) est réputé se produire de façon ductile [Allahverdizadeh+2015 ; Giglio+2012]. En effet, différents travaux ont permis de mieux appréhender l'endommagement du Ti-6Al-4V, et ont mis en évidence d'une part la présence de cupules caractéristiques de la rupture ductile [Harzallah2018] et d'autre part une forte dépendance des mécanismes d'endommagement au trajet de sollicitation. Ainsi, si le mode principal semble être la croissance de porosités lors d'une sollicitation en traction, le mode de ruine en cisaillement (et cisaillement compressé) produit des bandes de cisaillement adiabatiques suivies d'une décohésion matérielle [Barsoum+2007 ; Haltom+2013 ; Hooputra+2004]. Du point de vue de la modélisation, il est possible de distinguer trois approches différentes pour modéliser ce type d'endommagement :

**Approche micromécanique :** Ces modèles s'intéressent à la modélisation de la nucléation et de la croissance du vide au sein de la matière. Le modèle de Mc Clintock [McClintock1968] par exemple permet de considérer la croissance de cavités cylindriques isolées dans un matériau parfaitement plastique en supposant négligeable les interactions entre les cavités. Le modèle de Rice et Tracey [Rice+1969] s'inspire de ce dernier en décrivant la croissance cavités sphériques au sein du matériau. Au lieu de considérer la croissance de cavités isolées, Gurson assimile le matériau à un milieu poreux et propose une évolution de l'endommagement par le biais d'une fraction volumique de vide  $f$  [Gurson1977]. L'évolution de  $f$  suppose alors la modification de la surface de charge et donc de la résistance du matériau : il y existe donc un couplage entre le comportement et l'endommagement du matériau.

**Approche thermodynamique :** Ces modèles dont le principe a été institué par Kachanov [Kachanov1958] ne s'attachent pas à étudier les défauts de façon isolés mais dans leur ensemble et surtout par rapport à leur impact à l'échelle macroscopique sur le matériau. L'évolution de l'endommagement est alors établie à partir des lois de la thermodynamique de processus irréversibles : une accumulation linéaire de l'endommagement est par exemple proposée par Lemaitre [Lemaitre+1985].

**Approche empirique :** Ces modèles ne traduisent pas l'influence de l'endommagement sur les propriétés mécaniques et reposent en général sur l'évolution de la déformation plastique à rupture : il y a rupture quand cette variable atteint une valeur critique qui entraîne un non respect du critère de rupture. Ce type d'approche s'intéresse donc davantage à prédire la rupture du matériau plutôt qu'à la description de l'évolution des défauts pour y parvenir.

Dans ces présents travaux, l'approche empirique a été retenue. Par rapport aux modèles à considérations micromécaniques, ils sont tout d'abord bien moins coûteux en termes de temps de calcul. D'autre part, ils sont bien plus simples à implémenter que les autres modèles étant donné qu'ils n'imposent pas de couplage avec le modèle de comportement. Enfin, il est beaucoup plus aisé d'identifier de tels modèles : l'évolution de la déformation plastique à rupture doit correspondre aux valeurs obtenues expérimentalement lors d'essais adéquats. L'endommagement étant très sensible à la triaxialité [Bao+2004], l'approche empirique a aussi été retenue car elle rend plus aisée l'implémentation de cette dépendance.

Parmi ces lois empiriques/phénoménologiques, se distinguent notamment les modèles suivants :

**Modèle de Oyane :** La rupture du matériau survient pour un volume de cavité critique, i.e lorsque l'intervalle  $I = \frac{1}{b} \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \left(1 + a \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}}\right) d\bar{\varepsilon}_p$  vaut 1 [Oyane+1980].  $\sigma_{eq}$ ,  $\sigma_H$ ,  $\bar{\varepsilon}_f$  et  $d\bar{\varepsilon}_p$  correspondent respectivement à la contrainte équivalente de Von Mises, la contrainte hydrostatique, la déformation équivalente à rupture et l'incrément de déformation plastique équivalente. Deux paramètres matériaux  $a$ ,  $b$  sont alors à identifier.

**Modèle de Cockcroft et Latham :** Ce dernier est issu du modèle à base énergétique de Freudenthal [Freudenthal1950] qui postule que la rupture survient lorsque l'énergie absorbée par unité de surface dépasse une valeur critique  $C$ . Dans le modèle de Cockcroft-Latham [Cockcroft+1968], la contrainte principale  $\sigma_1$  vient alors remplacer la contrainte d'écoulement  $\sigma_{eq}$  :  $C = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \sigma_1 d\varepsilon_p$ .

**Modèle de Johnson-Cook :** Johnson et Cook [Johnson+1985] proposent une structure découplée de la formulation de la déformation à rupture ce qui permet d'identifier simplement les différents paramètres :

$$\bar{\varepsilon}_f = \left[ D_1 + D_2 \exp\left(D_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) \right] \left[ 1 + D_4 \ln\left(\frac{\bar{\varepsilon}_p}{\varepsilon_{p0}}\right) \right] \left[ 1 + D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0}\right) \right]$$

Ce dernier est de loin le modèle le plus régulièrement implémenté au sein des modélisations numériques pour régir l'endommagement de matériaux métalliques.

**Modèle de Mohr-Coulomb :** Il s'agit là d'un modèle [Coulomb1776 ; Mohr1914] bien plus répandu dans le cas de la rupture de matériaux fragiles mais il est également employé dans le cas d'études dynamiques et pour des matériaux ductiles [Wierzbicki+2005]. Sa formulation traduit l'apparition probable de la rupture du matériau lorsque les composantes normale  $\sigma_n$  et tangentielle  $\tau$  de la contrainte ainsi que le paramètre de frottement  $c_1$  vérifient la relation suivante :  $\tau + c_1 \sigma_n = C$  où  $C$  est une valeur critique. D'autre part, ce modèle a l'avantage de ne pas être monotone en triaxialité.

Il existe donc une multitude de lois d'endommagement déjà développées et appliquées dans la littérature et il convient donc de sélectionner judicieusement l'une d'entre elles dans le cas de cette présente étude. Ce choix fait l'objet de la section suivante.

### 3.2.2.2 Démarche adoptée

Cette section a pour but d'identifier quel modèle d'endommagement parmi les lois phénoménologiques est le plus approprié dans le cas de la coupe élémentaire et du perçage du Ti-6Al-4V.

Comme cela est largement explicité par Mahmoud Harzallah dans ses travaux de thèse [Harzallah2018], un modèle d'endommagement pertinent et représentatif des phénomènes observés en coupe doit idéalement balayer une plage de triaxialité  $\eta$  et d'angle de Lode  $\theta$  représentative des sollicitations rencontrées en usinage et évoluer avec la température et la vitesse de déformation.

La triaxialité est définie comme le rapport entre la contrainte hydrostatique  $\sigma_H$  et la contrainte équivalente  $\sigma_{eq}$  tandis que l'angle de Lode  $\theta$  est décrit dans le plan déviatorique. Il correspond à l'angle formé entre la projection du tenseur des contraintes sur le plan déviatorique et le plan de cisaillement :

$$\begin{cases} \eta = \frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \\ \cos(3\theta) = \left(\frac{r}{\sigma_{eq}}\right)^3 \quad \text{où } r \text{ est le troisième invariant.} \end{cases}$$

Notons qu'il est très courant de préférer l'emploi de l'angle de Lode normalisé  $\bar{\theta}$  défini comme suit :  $\bar{\theta} = 1 - \frac{6\theta}{\pi} = 1 - \frac{2}{\pi} \arccos\left(\left(\frac{r}{\sigma_{eq}}\right)^3\right)$ .

Dans ces précédents travaux, huit modèles d'endommagement découplés ont été présentés, exprimés en fonction de l'angle de Lode et de la triaxialité puis calibrés pour des couples de coordonnées soigneusement réparties dans le plan  $(\eta, \theta)$ . Comme le montre les figures 3.16 et 3.17, il en ressort que le critère de Mohr-Coulomb respecte plus fidèlement les résultats expérimentaux et cela sur l'ensemble du plan  $(\eta, \theta)$  contrairement aux autres modèles, notamment au modèle de Johnson-Cook. En outre, la rupture ductile en coupe du Ti-6Al-4V est pressentie en cisaillement et le modèle de Mohr-Coulomb a la particularité de suggérer un minimum local de la déformation à rupture pour une triaxialité nulle, soit en cisaillement. Le modèle de Mohr-Coulomb apparaît donc comme un candidat plus que pertinent pour décrire l'endommagement en coupe. Enfin, les valeurs faibles du coefficient de frottement  $c_1$  ont conduit à opter pour le critère simplifié de Tresca, dérivé de celui de Mohr-Coulomb.

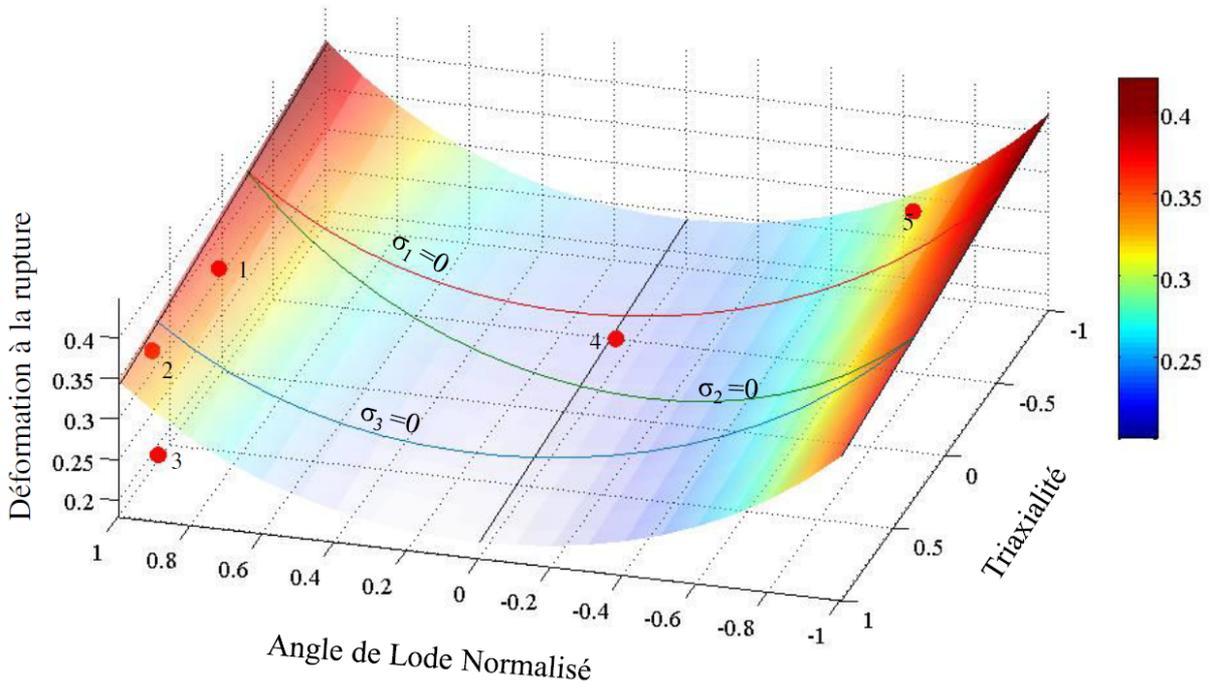


Figure 3.16 – Représentation du critère de Mohr-Coulomb dans l'espace  $(\bar{\epsilon}_f, \eta, \theta)$  [Harzallah2018]

Ainsi, le critère de Mohr-Coulomb exprimé dans le plan  $(\eta_f, \eta, \bar{\theta})$  [Harzallah2018] est donné par :

$$\bar{\sigma} = C \left[ \sqrt{\frac{1+c_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) + c_1 \left( \eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\pi}{6} - \theta\right) \right) \right]^{-1} \quad (3.5)$$

Ce qui revient pour le critère de Tresca avec  $c_1 = 0$  à :

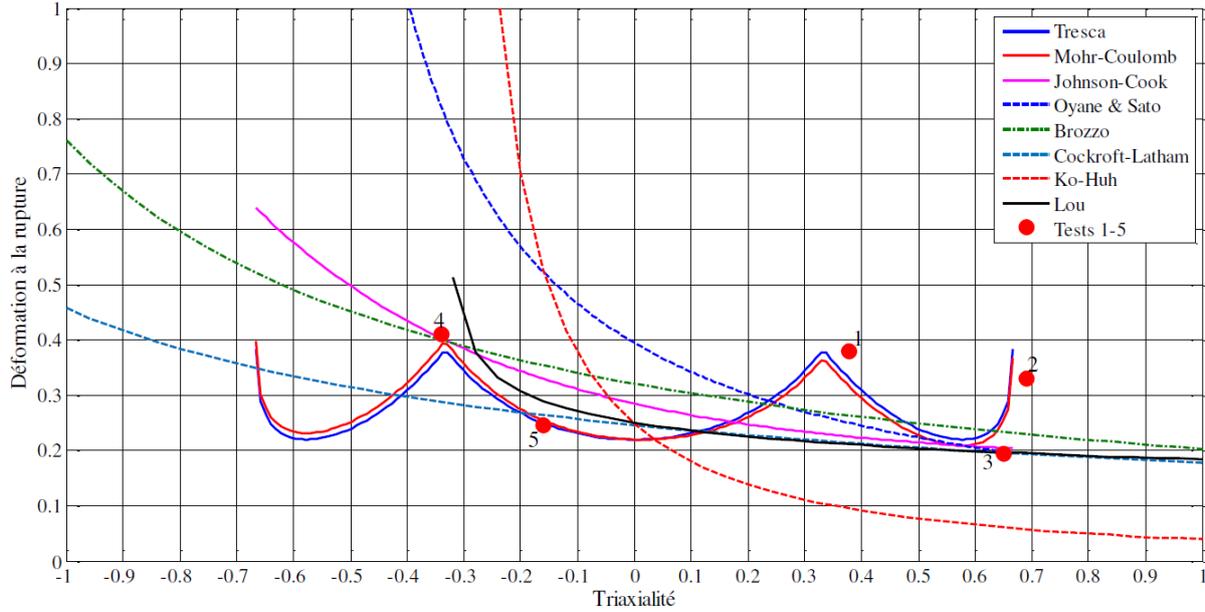


Figure 3.17 – Représentation de l'ensemble des critères calibrés par Harzallah [Harzallah2018] dans le plan  $(\bar{\epsilon}_f, \eta)$  sous l'hypothèse des contraintes planes

$$\bar{\sigma} = C \left[ \frac{1}{\sqrt{3}} \cos \left( \frac{\pi}{6} - \theta \right) \right]^{-1} \quad (3.6)$$

Or la loi d'écoulement proposée est définie par  $\bar{\sigma} = A(\dot{\epsilon}, T) + B(\dot{\epsilon}, T)\epsilon^{n(\dot{\epsilon}, T)}$ .

À la rupture, la déformation vaut alors la déformation à rupture équivalente  $\bar{\epsilon}_f$  et la valeur critique de la contrainte en cisaillement  $C = \tau_f$  du critère de Tresca est atteinte.

$$A(\dot{\epsilon}, T) + B(\dot{\epsilon}, T)\bar{\epsilon}_f^{n(\dot{\epsilon}, T)} = \tau_f \left[ \frac{1}{\sqrt{3}} \cos \left( \frac{\pi}{6} - \theta \right) \right]^{-1} \quad (3.7)$$

Finalement, en réarrangeant l'équation (3.7), il vient la loi d'endommagement suivante :

$$\bar{\epsilon}_f = \left[ \frac{\sqrt{3}\tau_f}{B(\dot{\epsilon}, T)\cos\left(\frac{\pi\theta}{6}\right)} - \frac{A(\dot{\epsilon}, T)}{B(\dot{\epsilon}, T)} \right]^{\frac{-1}{n(\dot{\epsilon}, T)}} \quad (3.8)$$

### 3.2.2.3 Implémentation

Suite à une confrontation à des données expérimentales, il est d'autre part établi qu'il est possible de définir le domaine des valeurs prises par  $\tau_f$  par une équation de plan tel que  $\tau_f = -7.1716e + 05.T - 9.3088e + 07.\ln(\bar{\epsilon}_p - 6.9573e + 08)$  [Harzallah2018] (voir figure 3.18).

À chaque instant  $t$ , la loi d'endommagement retenue (équation (3.8)) est utilisée afin de déterminer la valeur de la déformation à rupture équivalente en chacun des points d'intégration. Rappelons que l'application de cette loi a été validée en coupe orthogonale du Ti-6Al-4V pour une avance de  $250\mu m$ . Elle est à nouveau sélectionnée ici dans le but de vérifier la possibilité d'une extension de son domaine d'application à la coupe oblique et au perçage, et cela, pour des avances plus faibles de l'ordre de  $50\mu m$ . Malgré les modifications potentielles de la plage de triaxialité que

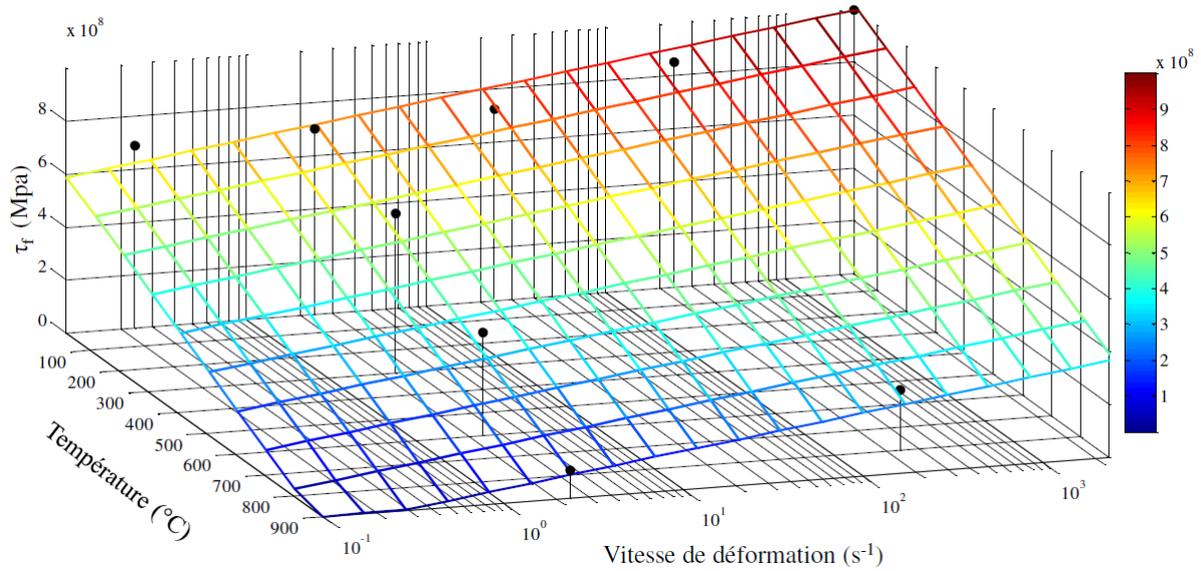


Figure 3.18 – Représentation par un plan de la contrainte maximale à la rupture en cisaillement  $\tau_f$  en fonction de la température et de la vitesse de déformation [Harzallah2018]

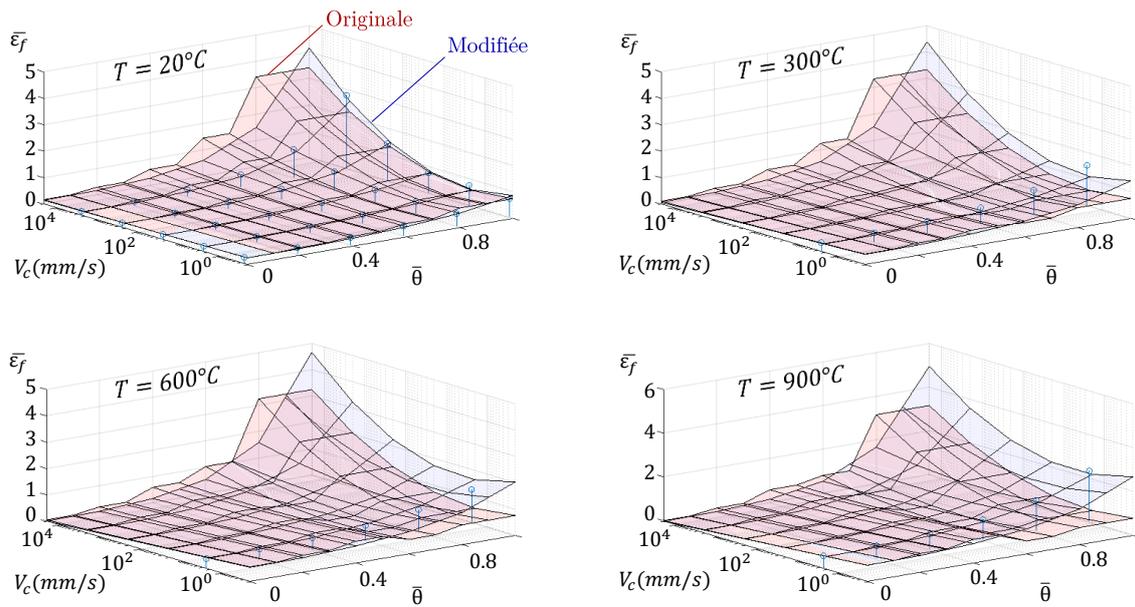


Figure 3.19 – Déformations à rupture en fonction de l'angle de Lode normalisé et de la vitesse de coupe d'après la loi d'endommagement de Harzallah [Harzallah2018] et suite aux modifications apportées

cela suppose, il s'agit donc de s'assurer de la performance de cette loi ou, dans le cas échéant, de l'adapter.

L'endommagement  $D$  d'un point matériel à un instant  $t + \Delta t$  est alors calculé à partir de sa valeur à l'instant  $t$ , de l'incrément de déformation plastique équivalente  $\Delta \varepsilon_p$  et de la déformation à rupture équivalente  $\bar{\varepsilon}_f$ .

$$D(t + \Delta t) = D(t) + \int_t^{t+\Delta t} \frac{\Delta \varepsilon_p}{\bar{\varepsilon}_f} dt \quad (3.9)$$

$D \in [0; 1]$  vaut donc 0 initialement (aucun endommagement) et entraîne la suppression de l'élément concerné lorsqu'il atteint une valeur de 1 (état totalement endommagé).

Les valeurs de la déformation à rupture telle qu'elle était implémentée en fonction de la vitesse et de l'angle de Lode sont représentées par la surface rosée sur la figure 3.19. Dans une démarche de simplification des calculs, cette surface correspond en réalité à une approximation des valeurs obtenues avec la loi sélectionnée 3.8.

En effet, la déformation à rupture a tout d'abord été tracée en fonction de la température et de la vitesse pour différents angles de Lode. Pour chacune des valeurs de l'angle de Lode considérée, les valeurs obtenues ont été approximées par une surface réglée à six paramètres. Cette « surface » était considérée constante sur chaque intervalle de l'angle de Lode, d'où la surface rosée obtenue sur la figure 3.19 représentant les valeurs de déformations à rupture en fonction de la vitesse et de l'angle de Lode (pour des températures données).

Ici, la précision du calcul de la déformation à rupture a été améliorée comme le montrent les nouvelles valeurs obtenues illustrées par la surface bleutée sur la figure 3.19. Une interpolation linéaire a alors été effectuée pour identifier l'évolution de cette surface en fonction de l'angle de Lode.

### 3.2.3 Aspects tribologiques

La loi choisie pour traiter des aspects tribologiques dus à la coupe à toutes les échelles au sein des modèles éléments finis correspond à une combinaison des lois de frottement de Tresca (contact collant) et de Coulomb-Orowan (contact glissant) afin de traduire le phénomène dit *stick-slip*. De cette manière, cela suppose que la matière est comprimée et se retrouve « collée » au niveau de la pointe d'outil puis se met à glisser sur la surface de coupe. Le modèle de frottement correspondant est schématisé sur la figure 3.20 et s'écrit donc :

$$\begin{cases} \vec{\tau} = -\mu \|\sigma_n\| \frac{\vec{v}_g}{\|\vec{v}_g\|} & \text{si } \|\tau\| < \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \\ \vec{\tau} = -m \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \frac{\vec{v}_g}{\|\vec{v}_g\|} & \text{si } \|\tau\| = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \end{cases} \quad (3.10)$$

où  $m$  est le coefficient de frottement de Tresca compris entre 0 et 1,  $\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$  la limite d'écoulement en cisaillement,  $\vec{v}_g$  la vitesse de glissement,  $\sigma_n$  la contrainte normale et  $\tau$  la contrainte en cisaillement.

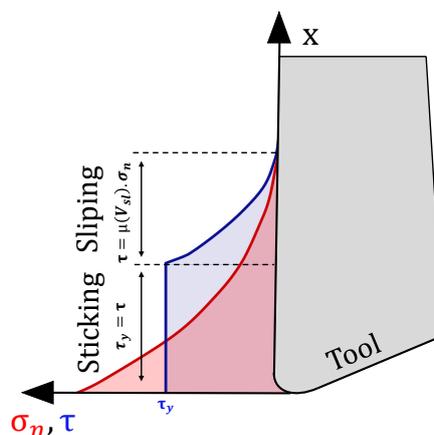


Figure 3.20 – Modélisation du phénomène *stick-slip* à l'interface outil-matière

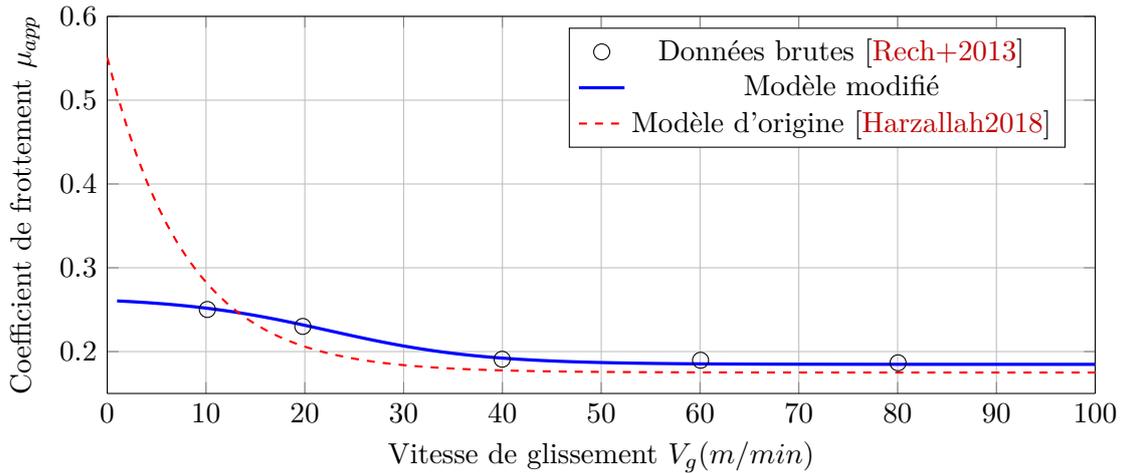


Figure 3.21 – Superposition de données brutes obtenues par Rech et al. [Rech+2013] et des modèles d'évolution du coefficient de frottement  $\mu_{app}$  en fonction de la vitesse de glissement  $v_g$  proposée dans ces travaux et ceux de M. Harzallah [Harzallah2018]

Le coefficient de frottement  $\mu$  est quant à lui choisi dépendant de la vitesse de glissement. Un modèle suggérant son évolution avec la vitesse de glissement (en  $m/min$ ) a donc été proposé d'après des données issues des travaux de Rech *et al.* [Rech+2013]. Ils se sont intéressés à l'évaluation du coefficient de frottement pour plusieurs matériaux à l'aide d'une machine à commande numérique utilisée tel un tribomètre. Les sollicitations vécues par leur Ti-6Al-4V se rapprochent de celles vécues par la matière en coupe (pression 1.5GPa).

Les valeurs très importantes du coefficient de frottement aux faibles vitesses de coupe proposées par le modèle initialement formulé par M. Harzallah [Harzallah2018] a conduit dans les présents travaux à retravailler depuis les données expérimentales de Rech *et al.* [Rech+2013]. Ainsi une nouvelle formulation de l'évolution du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de glissement est ici proposée et repose sur la relation suivante :

$$\begin{cases} \mu_{app} = A + B.tanh(C.V_g + D) \\ A = 0.2249, B = -0.0402, C = 0.0645, D = -1.3993 \end{cases} \quad (3.11)$$

Cette nouvelle évolution, les données issues de la littérature ainsi que le modèle proposé à l'origine par M. Harzallah [Harzallah2018] sont présentés sur la figure 3.21.

Étant donné la grande simplicité de la modélisation du contact outil/matière implémentée ici, cet aspect mériterait une étude plus approfondie et constitue l'une des pistes majeures d'amélioration de la modélisation numérique.

## 3.3 Aspect thermique au sein des modèles éléments finis

### 3.3.1 Sources de chaleur et implémentation

Au cours de tout procédé d'enlèvement de matière, une part de la chaleur est générée par frottement entre la face de coupe de l'outil et le copeau ainsi qu'entre la face de dépouille et la surface de la pièce déjà usinée. En outre, les déformations plastiques produisent également de la chaleur au sein de la zone de coupe. Pour chacun des modèles éléments finis présentés à la

section 3.4.1, la chaleur a donc pour origine ces deux sources, à savoir le frottement outil-matière et la plasticité.

La contribution en chaleur du frottement outil-matière est vue par la pièce comme une puissance calorifique **surfactive** de chaleur  $q_f$  en  $W.m^{-2}$  appliquée sur la surface libre supérieure et définie comme suit [Zemzemi+2009] :

$$q_f = \xi \eta \tau V_g \quad (3.12)$$

où  $V_g$  correspond à la vitesse de glissement,  $\tau$  la contrainte de frottement,  $\eta$  la proportion de la puissance due au frottement convertie en chaleur et  $\xi^2$  représente la part de la chaleur générée qui pénètre dans la matière; le complémentaire étant conduit dans l'outil. De plus, le coefficient  $\eta$  a ici été fixé à 0.9. En effet, l'analyse de la littérature laisse apparaître deux valeurs usuelles de 0.9 et 1 [Harzallah+2017; Zemzemi+2009]. Le choix s'est donc naturellement porté vers 0.9 puisque une valeur de 1 impliquerait que le travail des forces de frottement est converti intégralement en chaleur, impliquant alors que les déformations plastiques, les altérations matérielles (dislocations...) ainsi que les déplacements (pourtant observés en frottement) se produiraient à énergie nulle.

L'apport en chaleur dû à la plasticité se traduit quant à lui, par une source **volumique**  $w'_{ch}$  qui s'écrit [Chrysochoos+1989] :

$$w'_{ch} = \beta \sigma : \dot{\varepsilon}_p \quad (3.13)$$

où  $\sigma$  et  $\dot{\varepsilon}_p$  sont respectivement les tenseurs des contraintes et le taux de déformation plastique.  $\beta$  est le coefficient de Taylor-Quinney (voir section 3.3.3). Cette relation est implémentée en élément-finis (Abaqus) de façon énergétique (donc en  $J.kg^{-1}$ ) sur l'incrément de déformation plastique  $\Delta\varepsilon_p$  (lié au pas de temps  $\Delta t$  en explicit) telle que :

$$e_{inelast}(t + \Delta t) = e_{inelast}(t) + \Delta e_{inelast} = e_{inelast}(t) + \frac{\beta \Delta(\sigma_{VM} \varepsilon_p)}{\rho} \quad (3.14)$$

où  $\sigma_{VM}$  est la contrainte équivalente de Von Mises,  $\rho$  la masse volumique. À ce stade, les deux phénomènes conduisant à de la génération de chaleur ont donc été implémentés dans le modèle, il convient désormais d'étudier la nécessité de modéliser l'ensemble des zones où cette chaleur se génère. En effet, il pourrait par exemple paraître inutile de modéliser la génération de chaleur dans le copeau lorsque l'intérêt est porté sur le chargement thermomécanique dans la pièce usinée. Pour se faire, quelques considérations d'ordre de grandeur sont adressées dans la section suivante et permettent de justifier les choix de modélisation retenus.

### 3.3.2 Considérations sur les ordres de grandeur

Tout d'abord, un calcul rapide avec des paramètres issus de la littérature permet d'estimer l'ordre de grandeur des puissances thermiques développées en coupe tant par la plasticité que par le frottement. Intégrer  $q_f$  sur la surface de contact outil/matière permet d'obtenir une puissance nette en  $W$ . Ainsi, en considérant une profondeur de passe de  $a_p = 1 \text{ mm}$ , une longueur de contact égale à l'avance  $L_c = f = 50 \mu m$ , une contrainte proche de la limite d'écoulement

2. Ce paramètre a été évalué à  $\xi = 0.667$  par le rapport d'effusivité thermique du carbure et du Ti-6Al-4V dans les travaux de M. Harzallah [Harzallah2018]

$\sigma = 1000MPa$  [Harzallah2018] ainsi qu'un coefficient de frottement de  $\mu = 0.25$  (voir figure 3.21), il vient :

$$P_{fr} = \xi \eta \frac{\mu \sigma}{\sqrt{3}} \frac{Vg}{60} a_p f \sim 1000W \text{ (pour } 15m/min) \quad (3.15)$$

$$\sim 200W \text{ (pour } 3m/min)$$

Identiquement, sous certaines hypothèses, il est possible d'évaluer l'ordre de grandeur de la puissance dissipée sous forme de chaleur par la plasticité dans la zone de cisaillement primaire. Avec une vitesse de déformation de  $\dot{\epsilon}_p = 2200s^{-1}$  pour  $3m/min$  et de  $\dot{\epsilon}_p = 5500s^{-1}$  pour  $15m/min$  [Harzallah2018] et une largeur de la bande de cisaillement estimée à  $w = 20\mu m$  [Harzallah2018] il en ressort :

$$P_{pl} = \beta \sigma \dot{\epsilon}_p a_p f \sqrt{2w} \sim 4500W \text{ (pour } 15m/min) \quad (3.16)$$

$$\sim 1800W \text{ (pour } 3m/min)$$

avec  $\beta = 0.6$

Il apparaît donc que la chaleur générée dans la zone de formation du copeau (Zone de cisaillement I et II) est principalement d'origine plastique bien que la part frictionnelle ne puisse être négligée. Reste à savoir si la chaleur générée à cet endroit a le temps de conduire verticalement dans la matière usinée. Pour cela, il est intéressant de se pencher sur la longueur caractéristique d'amortissement thermique. En effet, du point de vue de la matière située sous l'outil, la création puis l'évacuation d'une bande de cisaillement dans le copeau est perçue comme une impulsion thermique. Il devient donc envisageable d'estimer la distance pour laquelle le front thermique aura été amorti d'un facteur  $e$  par la relation :

$$L \sim 2\sqrt{\alpha t} \quad (3.17)$$

où  $\alpha = \lambda/\rho Cp$  est la diffusivité thermique du matériau et  $t$  la durée (à mi-hauteur) de l'impulsion thermique. Une fois  $t$  approximée par le temps nécessaire à l'outil pour parcourir une distance égale à l'avance ( $f$ ), la relation s'écrit alors :

$$L \sim 2\sqrt{\alpha \frac{60f}{V_c}} \sim 50\mu m \text{ (pour } 15m/min) \quad (3.18)$$

$$\sim 100\mu m \text{ (pour } 3m/min)$$

En conclusion, il apparaît que si la chaleur générée dans la zone de formation du copeau est principalement évacuée par celui-ci [Hamm+2021] aux vitesses de coupe ainsi qu'aux avances considérées dans cette étude, une partie non négligeable de la chaleur a le temps de se propager en dessous de l'outil c'est à dire dans la pièce. Il est donc nécessaire, non seulement de modéliser aux échelles sélectionnées la génération du copeau mais aussi les phénomènes de conduction qui y sont rattachés (l'hypothèse de phénomènes adiabatiques, souvent supposée dans de nombreuses études, ne semble pas judicieuse sous ces conditions de coupe). Ainsi, afin d'autoriser la conduction de la chaleur produite par frottement et par plasticité au sein des modèles éléments finis, le solveur Dynamic Temperature-displacement Explicit est adopté sur Abaqus et des éléments adéquats C3D8RT sont sélectionnés.

### 3.3.3 Coefficient de Taylor-Quinney dans la littérature

Taylor et Farren puis Taylor et Quinney [Farren+1925 ; Quinney+1934] sont les premiers à s'intéresser véritablement à l'évaluation expérimentale de la part de l'énergie générée par les déformations plastiques convertie en chaleur. Le coefficient de Taylor-Quinney permet de caractériser cette proportion d'énergie. Dans leurs travaux, il a été estimé que sa valeur est supérieure ou égale à 0.85 et globalement constante sur une large gamme de déformations d'un

acier, du fer et du cuivre en torsion. Rittel *et al.* [Rittel1999] ont différencié deux manières pour définir ce coefficient : sous sa forme différentielle  $\beta_{diff}$  et sous sa forme « intégrale »  $\beta_{int}$  calculées respectivement via les relations 3.19. Dans sa forme « intégrale », retenue ici, il correspond au rapport entre l'énergie thermique et le travail anélastique notée  $\int dw_p = \int \sigma : \dot{\epsilon}_p$  et fonction du produit doublement contracté contrainte  $\sigma$  - vitesse de déformation  $\dot{\epsilon}_p$ .

$$\begin{aligned} \text{Formulation en Puissance : } \quad \beta_{diff} &= \frac{\rho C p \dot{T}}{\dot{w}_p} \\ \text{Formulation en Energie : } \quad \beta_{int} &= \frac{\rho C p \Delta T}{\int dw_p} \end{aligned} \quad (3.19)$$

Les travaux originaux de Taylor qui portent sur un cuivre pur, un acier et un fer- $\alpha$  montrent que le coefficient  $\beta_{int}$  n'évolue quasiment pas (pour ces trois métaux) dans les premiers stades de la plasticité. En revanche, une augmentation de  $\beta_{int}$  durant les derniers instants de la plasticité (striction) est révélée. À la lumière de ces résultats, de nombreux auteurs ont donc naturellement pris le parti de donner une valeur constante à ce paramètre (souvent 0.9 [Bever+1973; Childs+2015; Xiong+2021]).

Depuis, d'autres auteurs ont complété ces résultats et surtout se sont penchés sur d'autres matériaux. Ainsi Hodowany *et al.* [Hodowany+2000] identifient une dépendance de ce coefficient avec la déformation dans le cas d'essais de compression sur un aluminium 2024. Simultanément, Macdougall et Harding [Macdougall2000] vérifient également ce constat au cours d'essais de torsion du Ti-6Al-4V, puisqu'ils obtiennent une évolution croissante de ce coefficient de 0.2 à 0.7 pour des déformations plastiques allant jusqu'à 35%. Plus récemment, [Rittel+2017], [Smith2019] et [Knysh+2015] ont donné lieu à des courbes d'évolution de  $\beta_{int}$  pour le Ti-6Al-4V en fonction de la déformation plastique (voir figure 3.22).

Cette représentation a permis ainsi à ces auteurs de mettre aussi en évidence une dépendance significative de  $\beta_{int}$  à la vitesse de déformation. Ce constat, fut déjà établi par Mason *et al.* [Mason+1994] sur le Ti-6Al-4V pour des vitesses de déformations comprises entre  $1000s^{-1}$  et  $3000s^{-1}$  donc dans une gamme de vitesse de déformation proche de celles rencontrées en usinage. Il est à noter que cette dépendance à la vitesse de déformation est elle-même très dépendante du matériau choisi ([Zhang+2018b] pour l'aluminium 7075-T651, ou [Soares+2021] sur du T40, du Fer et de l'étain pur). Les Travaux de Zehnder [Zehnder1991] établissent un lien entre  $\beta_{int}$  et le taux d'érouissage, il n'est donc pas surprenant de constater une dépendance en vitesse de déformation pour les matériaux réputés viscoplastiques à des température proches de l'ambiante (Ti et Al).

Enfin, comme le montre la figure 3.22, quelques études récentes ont mis en lumière une dépendance de  $\beta_{int}$  au trajet de déformation. Ainsi Rittel *et al.* [Rittel+2017], obtiennent des évolutions très différentes de ce paramètre avec la déformation plastique selon le type de sollicitations subies par le Ti-6Al-4V (traction, cisaillement ou compression). L'ensemble de ces résultats met donc en évidence une triple dépendance du coefficient de Taylor-Quinney : à la déformation plastique, à la vitesse de déformation, et au trajet de déformation (triaxialité). En conclusion, la valeur de  $\beta_{int}$  est clairement non constante spatialement et temporellement au cours d'une opération d'usinage. Il devient alors nécessaire de sélectionner une évolution de ce coefficient qui soit pertinente et la plus physique possible. L'objet de la section suivante est donc d'évaluer l'influence de ce coefficient sur la morphologie des copeaux numériques obtenus en coupe orthogonale afin de réaliser un choix éclairé concernant son évolution spatio-temporelle.

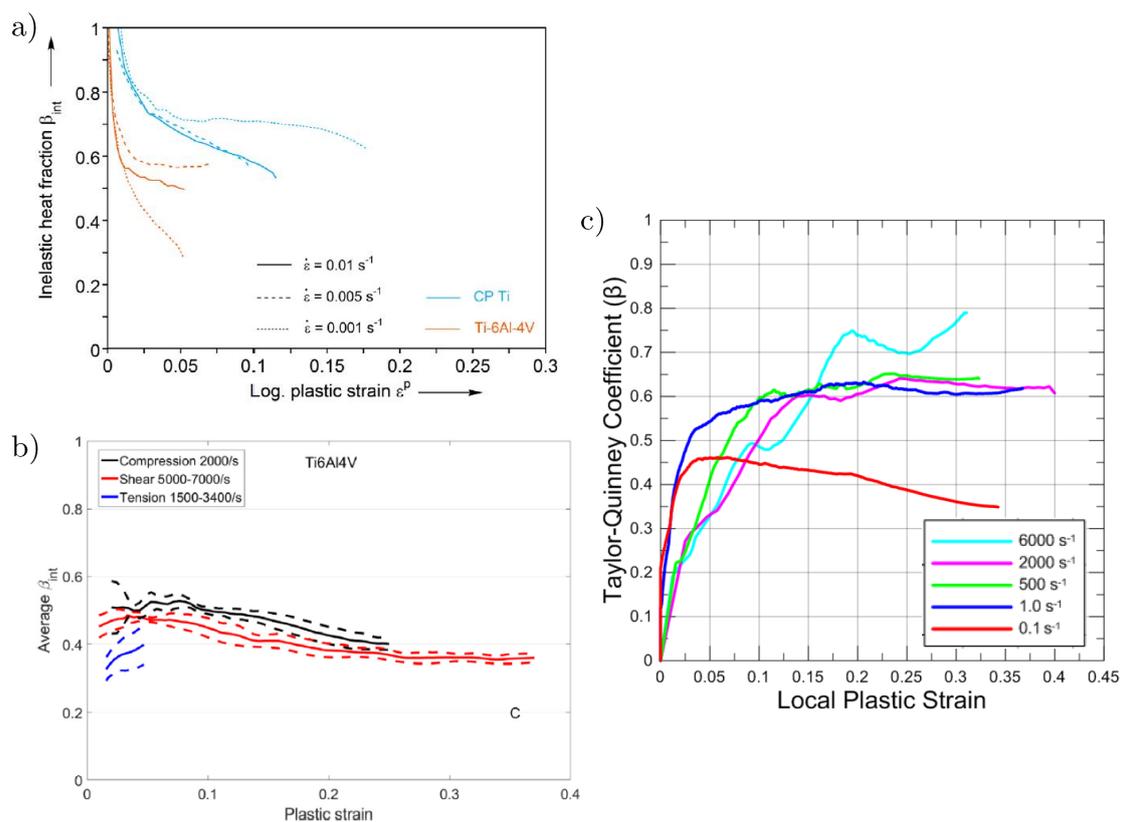


Figure 3.22 – Évolution de  $\beta_{int}$  avec la déformation plastique pour le Ti-6Al-4V (a) au cours d'essais de traction sous vide ( $0.001$  à  $0.01 \text{ s}^{-1}$ ) [Knysh+2015] (b) à partir de données en compression ( $2000 \text{ s}^{-1}$ ), traction ( $1500 - 3400 \text{ s}^{-1}$ ) et cisaillement ( $5000 - 7000 \text{ s}^{-1}$ ) [Rittel+2017] (c) en traction ( $0.1$  et  $6000 \text{ s}^{-1}$ ) [Smith2019]

### 3.3.4 Influence du coefficient de Taylor-Quinney sur la morphologie des copeaux en coupe orthogonale

Au vu de la diversité des valeurs attribuées au coefficient de Taylor-Quinney dans la littérature pour le Ti-6Al-4V (voir figure 3.22), il convient de sélectionner avec attention sa valeur dans nos modèles numériques. Pour cela, plusieurs calculs numériques ont été effectués. Ces tests ont été réalisés à partir du modèle éléments finis de Mahmoud Harzallah [Harzallah2018] de coupe orthogonale du Ti-6Al-4V. Ce dernier présente un angle de coupe nul, une vitesse de coupe de  $12m/min$  et une avance de  $250\mu m$ . Ce modèle de coupe orthogonale, originalement formulée sous hypothèse adiabatique (pas de conduction), était donc lancé à l'aide du solveur Abaqus/Explicit. Il ne propose pas d'évolution du coefficient de Taylor-Quinney sa valeur était donc constante (fixée à 0.6). Afin de rendre compte le plus fidèlement possible des aspects thermiques de la coupe, le modèle a été modifié sur les points suivants.

Tout d'abord, l'implémentation de la conduction a été réalisée en modifiant le solveur<sup>3</sup> (ainsi que le type d'éléments utilisé). Afin de se rapprocher des conditions expérimentales et de vérifier l'influence de l'ajout de la conduction sur la morphologie des copeaux, un premier test a été effectué en ajoutant uniquement la gestion de la conduction de la chaleur au modèle et en conservant la vumat et une valeur constante de 0.6 du coefficient de Taylor-Quinney utilisée à l'origine (voir figure 3.23a). Cette première étape a permis de mettre en évidence que la conduction de la chaleur est défavorable à la formation de festons. Cette constatation pourrait se justifier par le fait que la température maximale dans la bande de cisaillement est plus faible si la chaleur est conduite que dans le cas adiabatique. Une température plus faible entraînant une localisation moins marquée de la déformation, il apparaît alors cohérent que la formation de festons soit rendue plus difficile dans ce cas.

Dans un second temps, la dépendance de  $\beta_{int}$  à la déformation plastique a été implémentée dans le modèle. Il est à noter qu'à ce jour, aucun article publié ne fournit d'étude détaillée sur l'influence de la vitesse de déformation sur la valeur du coefficient de Taylor-Quinney pour le Ti-6Al-4V. En conséquence cette dépendance n'a pas fait l'objet d'une implémentation dans le présent travail. Cependant Rittel *et al.* [Rittel+2017] fournissent des évolutions de  $\beta_{int}$  pour des vitesses de déformation entre  $2000s^{-1}$  et  $7000s^{-1}$  donc proches de celles attendues dans les essais présentés au chapitre 2 et pour des types de sollicitations eux aussi proches (compression, cisaillement).

Dans les travaux de [Rittel1999], [Knysh+2015] ou [Smith2019], les essais de caractérisation sont réalisés en condition isotherme et à l'ambiante ce qui pose un problème d'implémentation dans un modèle éléments finis thermoviscoplastique tel que celui décrit dans les paragraphes précédents. En effet, dans notre cas, la déformation à rupture varie fortement avec la température et la vitesse de déformation (voir figure 3.19) et affiche souvent des valeurs très supérieures à celles obtenues dans les travaux précédemment cités. En conséquence, une implémentation directe des évolutions de  $\beta_{int}$  représentées sur la figure 3.23 est impossible. Il a donc été nécessaire de reformuler l'évolution de  $\beta_{int}$  non pas en fonction de la déformation plastique cumulée mais de la variable d'endommagement  $D$  dont on rappelle qu'elle est bornée entre 0 (début de la plasticité) et 1 (la rupture). Par ce moyen, une valeur du  $\beta_{int}$  est définie en tout point de la zone plastique quelque soit l'étendue de celle-ci (c'est-à-dire la valeur courante de la déformation à rupture  $\varepsilon_f$ ). L'implémentation de ces deux modifications du modèle thermique a conduit à une différence notable sur la morphologie des copeaux générés numériquement. Ce constat est d'autant plus problématique que les valeurs disponibles en littérature pour l'évolution de  $\beta_{int}$  sont fortement dispersées (voir figure 3.22).

3. Abaqus/Dynamic Temperature-displacement Explicit au lieu de Abaqus/Explicit

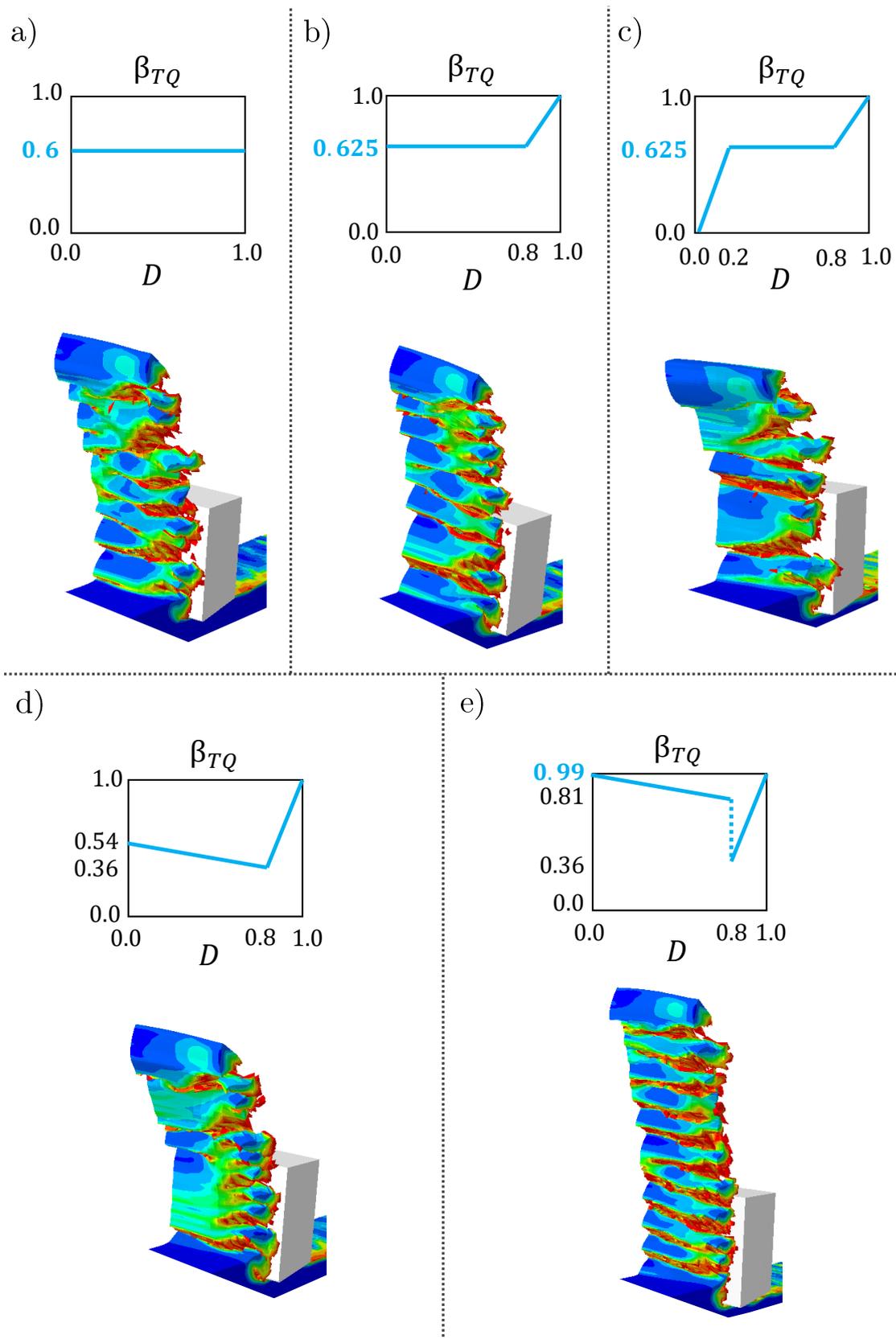


Figure 3.23 – Morphologies des copeaux numériques obtenues pour différentes évolutions du coefficient de Taylor-Quinney  $\beta_{TQ}$  avec l'endommagement  $D$  - Coupe orthogonale avec un angle de coupe nul, une vitesse de coupe de 12m/min et une avance de 250 $\mu$ m

### 3.3.5 Évolution du coefficient de Taylor-Quinney

En pratique, l'implémentation de la dépendance de  $\beta_{int}$  à la déformation plastique se heurte à deux problèmes : (i) le peu d'information expérimentale disponible dans la littérature sur le Ti-6Al-4V et (ii) la variabilité de ses valeurs entre les auteurs. Sur ce dernier point, il est intéressant de remarquer que par exemple Smith [Smith2019] et Knysh *et al.* [Knysh+2015] s'opposent radicalement sur la valeur que doit prendre  $\beta_{int}$  en  $\varepsilon_p = 0^4$  (0 pour Smith et 1 pour Knysh *et al.*). Identiquement, aucun des trois travaux de la figure 3.22 ne portent leurs essais jusqu'à rupture tandis que ceux de Taylor indiquent pourtant que l'énergie stockée dans la microstructure tend vers 0 (*i.e.* le coefficient de Taylor-Quinney tend vers 1).

Il a donc été choisi de tester différentes évolutions de  $\beta_{int}$  proposées par la littérature afin d'évaluer leur influence sur la grandeur macroscopique la plus visible : le festonnement. La figure 3.23 représente les morphologies des copeaux obtenus pour différentes évolutions de  $\beta_{int}$  au cours de la déformation plastique.

Comme cela est visible sur la figure 3.23 les trois premières évolutions *a*, *b* et *c* du coefficient de Taylor-Quinney avec l'endommagement présentent toutes un intervalle d'endommagement important sur lequel ce coefficient est constant, et cela pour des valeurs similaires dans les trois cas autour de 0.6 – 0.625. Cependant, le choix d'une valeur nulle de  $\beta$  en début de plasticité (hypothèse de Smith [Smith2019]) influence de façon non négligeable la morphologie des copeaux numériques générés et conduit à des copeaux irréguliers dont la forme semble peu crédible physiquement (voir figure 3.23c). Au contraire, l'augmentation du coefficient au delà de 0.8 d'endommagement (d'après résultats de Rittel *et al.* [Rittel+2017] - voir figure 3.23b) tend à régulariser la forme des festons générés. Cette étude simple met ainsi en évidence que la morphologie des copeaux générés numériquement dépend au premier ordre des choix opérés lors de la sélection des valeur que prend  $\beta$  au cours de la déformation plastique. La question est donc de savoir si une telle influence est capable de piloter l'apparition du festonnement du copeau.

Pour cela, deux calculs supplémentaires (tests *d* et *e*) ont été effectués. À partir de données issues de Rittel *et al.* [Rittel+2017], l'évolution de ce coefficient à mesure que la plasticité progresse a pu être obtenue pour des gammes de vitesses de déformations similaires à notre cas d'étude et cela dans le cas du Ti-6Al-4V. Cette évolution a alors été transcrite en fonction de l'endommagement pour simplifier son implémentation. Enfin, un modèle simplifié de cette évolution, linéaire par parties, a été établi et étudié (voir figure 3.23d). Pour ce cas test, le copeau apparaît continu mais affiche une forme de festonnement sur son bord extérieur. Concernant le cas test *e*, cette précédente évolution a été modifiée sur l'intervalle [0; 0.2] d'endommagement : un offset amène ainsi la valeur initiale du coefficient de Taylor-Quinney à 0.99 (hypothèse de Knysh [Knysh+2015]). D'après les résultats observables figure 3.23e, le copeau numérique obtenu n'est alors plus continu mais clairement festonné. Il apparaît alors que l'évolution du coefficient de Taylor-Quinney influe sur la morphologie des copeaux et en particulier sur le basculement d'une morphologie de copeau continue à festonnée.

En conclusion, la section 3.3.4 a mis en lumière qu'une évaluation pertinente et physique du coefficient de Taylor-Quinney constitue une réelle difficulté. Par ailleurs, cette analyse a montré son influence majeure sur le festonnement et donc sur le chargement thermomécanique induit par la coupe et toutes les grandeurs qui en découlent (déformations plastique, localisation, contraintes, température...etc.).

Le paragraphe suivant explicite les choix qui ont été opérés dans cette étude. Il devient alors nécessaire d'interpréter l'ensemble des résultats présentés dans le chapitre 4 en gardant à l'esprit les diverses hypothèses portées ici. Il est aussi important de constater que la littérature n'offre

---

4.  $\beta_{int}$  n'est cependant pas défini en ce point puisque en se référant à l'équation (3.19), il vient que le rapport d'énergie prend une forme indéterminée lorsque  $w'_p$  (la puissance plastique) vaut 0

que peu de réponses en la matière. Des études plus poussées à ce sujet sont donc clairement d'actualité<sup>5</sup>.

### 3.3.6 Hypothèse sur le comportement dissipatif du Ti-6Al-4V en coupe

Comme évoqué précédemment un certain nombre d'hypothèses doivent intervenir dans la définition du comportement dissipatif qui sera modélisé :

**Choix de la variable interne :** Comme évoqué précédemment (section 3.3.4), l'évolution de  $\beta_{int}$  au cours de la déformation plastique a été implémenté comme une dépendance à l'endommagement (qui est ici une variable interne dépendant des trois variables d'état  $(\varepsilon_p, T, \dot{\varepsilon}_p)$ ).

**Comportement en  $D = 0$  :** Différents auteurs ont proposé différent choix : 0 pour Smith, 1 pour Knysh *et al.* et même à aucun choix puisque Rittel *et al.*, se bornent à des constatations expérimentales et ne définissent pas  $\beta_{int}$  en  $\varepsilon_p = 0$  (voir figure 3.22). Un autre choix est aussi possible. Il s'agit du choix fait implicitement par tous les auteurs qui implémentent une valeur constante de  $\beta$  et qui consiste à donner au coefficient de Taylor-Quinney cette valeur constante y compris en  $\varepsilon_p = 0$ . C'est cette dernière approche qui a été ici retenue, à savoir donner en  $D = 0$  la première valeur connue de  $\beta$ .

**Comportement en  $D = 1$  :** les travaux de Taylor (consolidés par d'autres depuis) mettent en avant le fait que l'énergie stockée en plasticité (complémentaire de l'énergie dissipée) l'est essentiellement sous forme de dislocations et que par conséquent, plus la plasticité progresse plus la capacité du matériau à générer des dislocations s'amenuise [Taylor+1934]. En conséquence, il semble plausible physiquement d'attribuer une valeur de 0.99 en  $D = 1$ . Relevons que, tout comme pour  $\eta$  (voir section 3.3.1),  $\beta$  ne peut valoir 1 hormis sous l'hypothèse qu'il n'y a aucun mouvement en fin d'essai (énergie cinétique nulle).

**Évolution de  $\beta$  en fonction de  $D$  :** Il a été choisi de s'appuyer sur les travaux de D. Rittel *et al.* pour implémenter la croissance de  $\beta$  à partir d'une valeur seuil de la déformation plastique et ceci pour trois raisons : (i) dans ces travaux des essais ont été menés en cisaillement qui est le type de sollicitation la plus proche de celles rencontrées en usinage. (ii) les vitesses de déformation employées sont compatibles avec celles attendues. (iii) ces travaux offrent une évolution de  $\beta$  jusqu'à de fortes déformations plastiques - proche de la rupture.

**Valeur constante à 0.625 pour des déformations plastiques plus faibles** Des travaux précédents [Bonnet+2021b] ont montré que la valeur moyenne de  $\beta$  est certainement trop faible lorsque l'allure obtenue par Rittel *et al.* est implémentée. En effet, celle-ci a engendré un chargement thermomécanique trop éloigné de l'expérimental pour être à même de traduire numériquement l'apparition du festonnement en coupe élémentaire (observé expérimentalement). Pour cette raison, une valeur constante<sup>6</sup> de 0.625 a été retenue pour les déformations plastiques inférieures à une valeur seuil. Cette valeur a été choisie d'une part car elle est proche de la valeur de  $\beta$  obtenue par Smith [Smith2019] et d'autre part car l'allure  $b$  a permis d'obtenir numériquement des géométries de copeaux satisfaisantes (figure 3.23).

Finalement, cette analyse a conduit à implémenter l'évolution illustrée par la figure 3.23b.

5. Ce point aurait mérité plus d'attention dans les présents travaux, mais constitue une thématique de recherche à part entière et ne saurait être adressé en parallèle de ceux-ci.

6. Pour simplifier l'implémentation

## 3.4 Modélisation multi-échelle du procédé de perçage du Ti-6Al-4V

Comme cela a été développé au chapitre 2, la modélisation multi-échelle établie pour le perçage du Ti-6Al-4V est définie dans un cadre spatio-temporel relativement large. Trois échelles d'étude de la zone de coupe sont étudiées (locale, intermédiaire et macroscopique). De plus, l'intérêt est porté sur les phénomènes de coupe en perçage au cours du premier tour de foret mais également au cours de plusieurs tours de foret. Cette analyse a un véritable sens étant donné que le foret repasse sur de la matière préalablement usinée et donc déformée, endommagée et chauffée. Ainsi, une modélisation thermomécanique par éléments finis (aux trois échelles) a été réalisée pour l'étude de la coupe lors du premier contact de l'outil avec la matière. Une modélisation purement thermique a en outre été dédiée (aux échelles intermédiaire et macroscopique) à l'analyse de la coupe après plusieurs tours de foret.

### 3.4.1 Modélisation thermomécanique par éléments finis : 1<sup>er</sup> contact de l'outil avec la matière

Les diverses lois matériaux ainsi que la génération de chaleur présentées aux sections précédentes ont été implémentées au sein des modèles éléments finis à l'aide de sous-routines. Une VUMAT régit le comportement, l'endommagement du Ti-6Al-4V et la génération de chaleur avec l'évolution du coefficient de Taylor-Quinney illustrée en section 3.3.5. Une VFRIC permet de spécifier la loi de frottement sélectionnée pour le Ti-6Al-4V. Pour chaque modèle éléments finis, le comportement de l'outil est quant à lui gouverné par une loi thermoélastique.

#### 3.4.1.1 Propriétés physiques des matériaux impliqués

Pour l'ensemble des modèles éléments finis, le matériau usiné est une pièce de Ti-6Al-4V. Le module de Young de l'outil en carbure de tungstène est choisi de manière à pouvoir l'assimiler à un corps rigide. Les propriétés de ces matériaux sont répertoriées dans le tableau 3.3. Il est à noter que dans le cas des essais de perçage (essais aux échelles intermédiaire et macroscopique), l'outil possède un revêtement qui n'a pas été modélisé.

**Table 3.3** – Caractéristiques des matériaux étudiés (FEM)

Propriétés	Ti-6Al-4V	Carbure de tungstène
Densité $\rho$ ( $kg.m^{-3}$ )	4430	15900
Conductivité thermique $\lambda$ ( $W.m^{-1}.K^{-1}$ )	6.6	24
Chaleur spécifique $C_p$ ( $J.kg^{-1}.K$ )	670	238
Module de Young $E$ ( $GPa$ )	113.39	705
Coefficient de Poisson $\nu$	0.342	0.23
Température initiale $T_0$ ( $K$ )	293	293

#### 3.4.1.2 Géométrie, maillage et conditions aux limites

##### i - Présentation générale

Comme cela a été explicité en section 2.2, une modélisation éléments finis est développée à chaque échelle en vue d'une comparaison avec des résultats expérimentaux à la même échelle. Ainsi, face à chaque essai présenté au chapitre 2, un test numérique est effectué dans les mêmes conditions de coupe. La modélisation éléments finis à l'échelle locale porte sur l'étude des mécanismes de coupe au cours d'une opération de coupe orthogonale et oblique horizontale tandis que celles aux échelles intermédiaire et macroscopique correspondent respectivement à l'analyse de ces mécanismes au cours du perçage de tubes/pion (de diamètres inférieurs au foret)

et du perçage pleine matière. L'ensemble des modèles éléments finis développés sont des modèles 3D Lagrangiens réalisés à l'aide du solveur ABAQUS/Dynamic Temp-disp Explicit en utilisant des éléments à intégration réduite (C3D8RT) autorisant la conduction de la chaleur. Enfin, le rayon d'acuité est fixé à  $10\mu m$  pour l'intégralité des outils implémentés.

Concernant l'approche à l'échelle locale, l'**Hypothèse 3** de la section 2.2 a permis de supposer que les phénomènes de coupe rencontrés localement sur l'arête de coupe du foret au cours du perçage se rapprochent de ceux perçus par la pièce usinée en coupe oblique horizontale voire orthogonale. Ainsi les modèles éléments finis à l'échelle locale consistent en la représentation d'une opération de coupe élémentaire. Ces opérations visent à simuler les phénomènes en différents lieux de l'arête de coupe du foret. Comme explicité au chapitre 2, les divers angles et vitesses ont été choisis de manière à correspondre aux conditions de coupe locales au centre des différentes zones de la pièce usinée en perçage (à savoir celles constituées par les zones du foret en contact avec les tubes **T1**, **T2**, **T3** et le pion **P** à l'échelle intermédiaire). Le but ici est de réaliser une étude exhaustive sur un spectre aussi large que possible de conditions de coupe. C'est pourquoi, il a été nécessaire de limiter le domaine d'étude. Les couples vitesse de coupe / avance sélectionnés représentent les conditions de coupe locales au cours du perçage pour une vitesse de broche de 450tr/min<sup>7</sup> et des avances de 0.1mm/tr et 0.2mm/tr.

La modélisation numérique éléments finis à l'échelle locale consiste en neuf modèles 3D avec un maillage raffiné au niveau de la zone de coupe (éléments de  $5.56\mu m$  de côté). Pour l'ensemble de ces modèles éléments finis, l'outil est encastré tandis que la pièce est animée d'un mouvement de translation horizontale vers l'outil. Ceux-ci sont répertoriés au sein du tableau 3.4.

Les six premiers modèles constituent l'étude à l'échelle locale du procédé de perçage en tant que telle :

- Les modèles **Coupe-A-50** et **Coupe-A-100** (voir figure 3.24) permettent ainsi de simuler la coupe oblique au centre des zones les plus proches du bec du foret (zones représentées par les Tube **T1** et **T2**) avec un angle oblique de  $10^\circ$ , un angle de coupe de  $25^\circ$  et une avance de 50 ou  $100\mu m$ . Selon l'avance et la vitesse de coupe sélectionnées, ces modèles correspondent aux conditions de coupe des essais **1a-1b-2a-2b**.
- De la même manière, les modèles **Coupe-B-50** et **Coupe-B-100** (voir Annexe A) représentent la coupe oblique horizontale avec un angle de  $10^\circ$ , un angle de coupe de  $20^\circ$ , des avances de 50 ou  $100\mu m$  et la vitesse de coupe des essais **3a-3b** (vitesse de coupe locale au centre de la zone formée par le tube **T3**).
- Enfin, les modèles **Coupe-C-50** et **Coupe-C-100** (voir Annexe A) permettent de s'intéresser à la coupe orthogonale du Ti-6Al-4V avec un angle de coupe nul, des avances de 50 ou  $100\mu m$  et la vitesse de coupe des essais **4a-4b** (vitesse de coupe locale à mi-rayon du pion **P**).

En revanche, les trois derniers modèles constituent une étude complémentaire (voir Annexe A) :

- Ils ont été motivés par la volonté de vérifier d'une part l'effet de l'ajout d'un angle d'obliquité horizontal  $\lambda_s$  (modèles **Coupe-D-50** et **Coupe-D-100**) notamment sur la morphologie des copeaux numériques.
- D'autre part, ils permettent d'apprécier numériquement l'influence de la vitesse de coupe et de l'avance sur les mécanismes de coupe (**Coupe-D-150**).

---

7. 1200tr/min donnant lieu à des vitesses de coupe en périphérie d'outil non atteignables sur le banc DEXTER

## Echelle locale : Coupe orthogonale / oblique horizontale

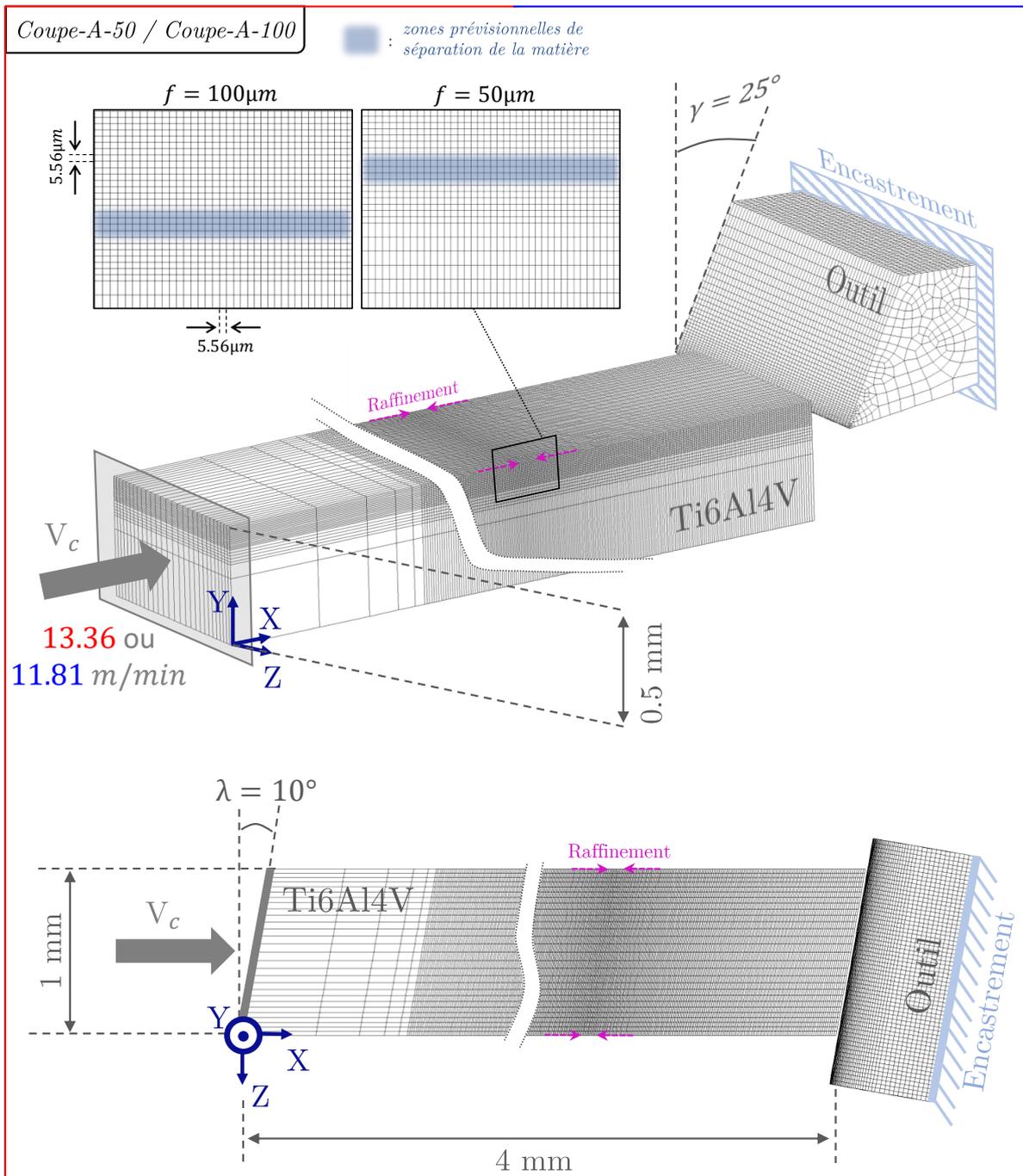
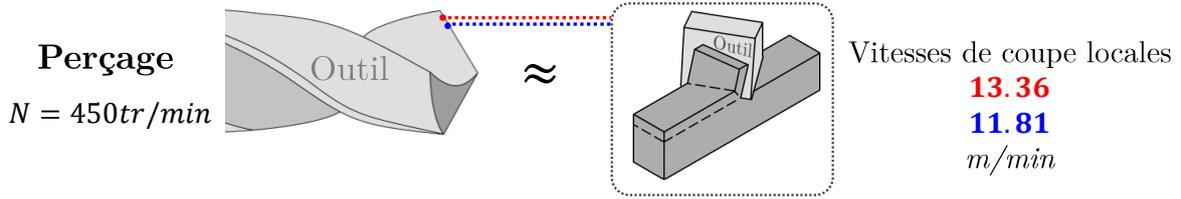


Figure 3.24 - Échelle locale - Modèles éléments finis Coupe-A-50/Coupe-A-100 : coupe oblique horizontale pour  $\gamma_f = 25^\circ$ ,  $\lambda_s = 10^\circ$   $f = 50 - 100 \mu\text{m}$  et  $V_c = 11.81 - 13.36 \text{m/min}$

## Echelle intermédiaire : Perçage de tubes

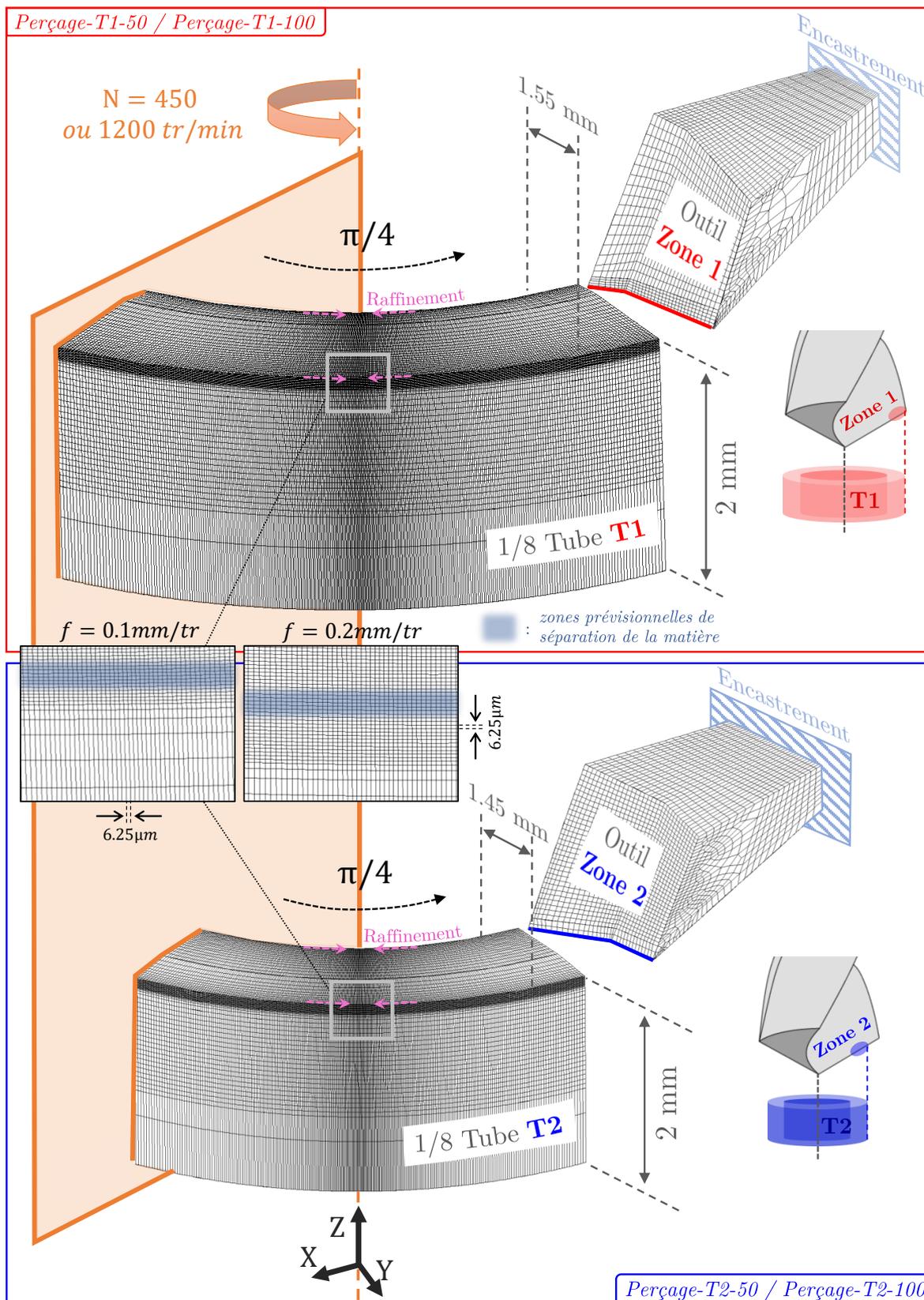


Figure 3.25 – Échelle intermédiaire - Modèles éléments finis Perçage-T1-50/Perçage-T1-100/Perçage-T2-50/Perçage-T2-100 : perçage des tubes **T1** et **T2** pour  $N = 450 - 1200 \text{ tr/min}$  et  $f = 0.1 \text{ mm} - 0.2 \text{ mm/tr}$  sur un  $8^{\text{e}}$  de tour

À l'échelle intermédiaire, l'intérêt est porté sur le perçage sollicitant une portion de l'arête de coupe (de l'ordre de 1.5mm radialement), plus précisément sur le perçage de trois tubes nommés **T1**, **T2** et **T3** et d'un pion **P** dont les diamètres sont inférieurs à celui du foret. Les vitesses de broches sélectionnées pour ces modèles sont de 450 et 1200tr/min ainsi que 750tr/min pour ceux concernant le perçage du pion **P**. La modélisation numérique éléments finis concernant l'échelle intermédiaire se constitue ainsi de huit modèles de perçage de tubes/pion (voir tableau 3.4) pour lesquels l'outil est là encore encastré et la pièce mobile :

- Les modèles **Perçage-T1-50/Perçage-T1-100**, **Perçage-T2-50/Perçage-T2-100** et **Perçage-T3-50/Perçage-T3-100** traduisent le perçage sur un 8<sup>e</sup> de tour des Tubes **T1**, **T2** et **T3** pour des avances de 0.1 et 0.2mm/tr. Selon la vitesse de broche et l'avance, les résultats numériques de ces modèles peuvent être confrontés aux données expérimentales des essais **1-v1f1/1-v2f1/1-v1f2/1-v2f2**, **2-v1f1/2-v2f1/2-v1f2/2-v2f2** et **3-v1f1/3-v2f1/3-v1f2/3-v2f2**.
- Finalement, les modèles **Perçage-P-50** et **Perçage-P-100** permettent de représenter le perçage d'un quart du pion **P** également pour les mêmes avances. Ils permettent ainsi de reproduire respectivement les conditions de coupe des tests **4-v1f1/4-vcf1/4-v2f1/4-v1f2/4-vcf2/4-v2f2**.

Pour finir, la modélisation à l'échelle macroscopique, comme son nom l'indique, porte sur le perçage pleine matière. L'ensemble correspond alors à un quart d'un pré-trou formé dans le pion de diamètre 12,99mm (supérieur à celui du foret). La pièce usinée peut être assimilée à une concaténation des différents tubes<sup>8</sup> de l'échelle intermédiaire à laquelle s'ajoute une épaisseur non découpée par le passage de l'outil<sup>9</sup>.

Deux modèles de perçage pleine matière **Perçage-PM-50** et **Perçage-PM-100** forment cette modélisation à l'échelle macroscopique (voir tableau 3.4) et sont étudiés pour des vitesses de broche de 450 et 1200tr/min. Chacun correspond alors au perçage pour une avance différente, de 0.1 ou 0.2mm/tr. Un raffinement du maillage est appliqué verticalement dans le cas des deux modèles afin d'obtenir des tailles d'éléments de 12.5 $\mu$ m. Les valeurs numériques obtenues par le biais de ces derniers modèles peuvent alors être comparées à l'expérimental via les résultats des tests **5-v1f1/5-v2f1/5-v1f2/5-v2f2**.

8. En réalité, les différents tubes se « chevauchent » et le volume à l'échelle macroscopique correspond plus précisément à la somme de portions de chacun des tubes/pion.

9. Le pion percé en perçage pleine matière est de diamètre supérieur à celui du foret. Après perçage, il demeure ainsi un tube résiduel d'épaisseur 0.995mm

### Echelle macroscopique : Perçage pleine matière

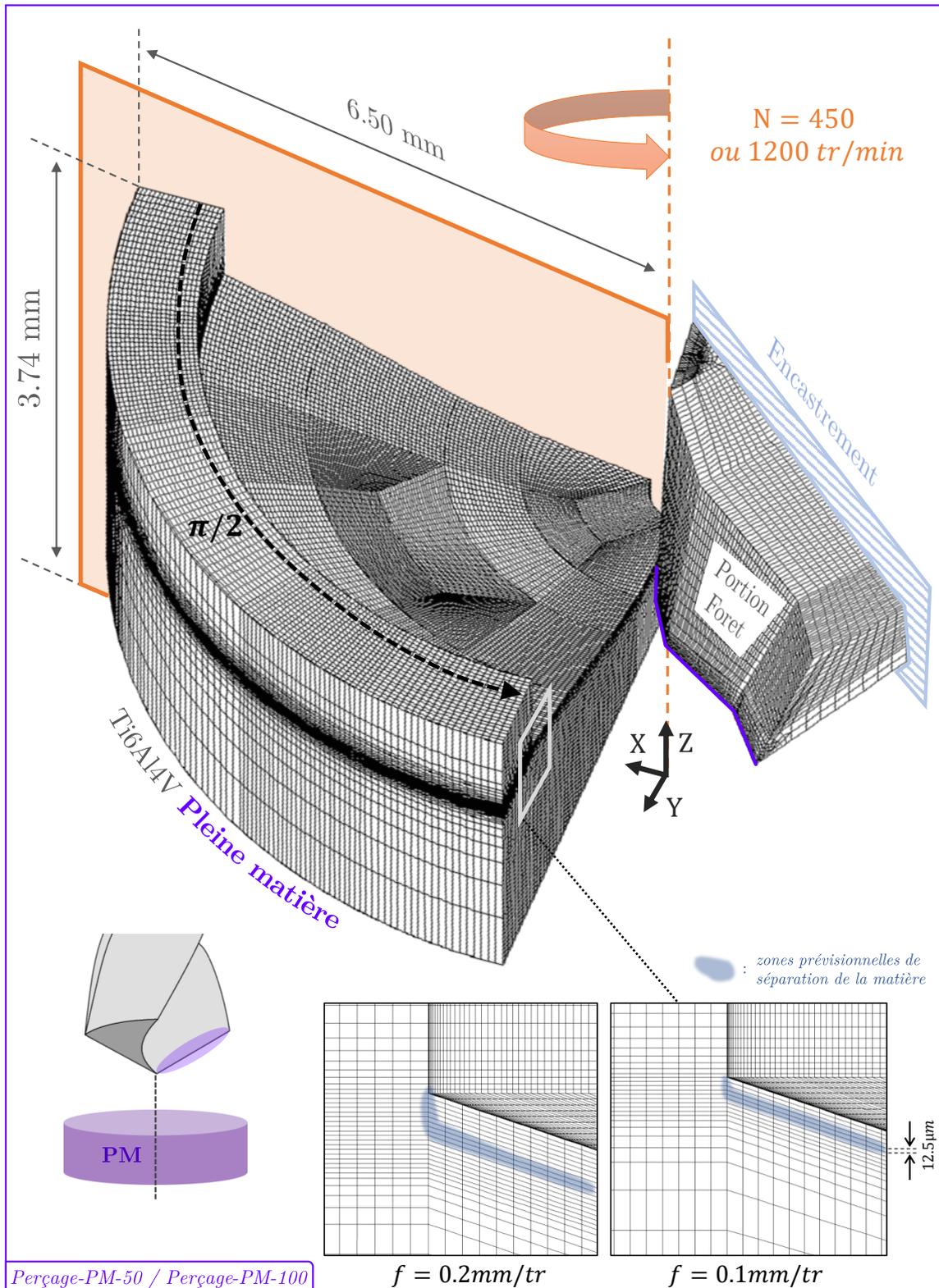


Figure 3.26 - Échelle macroscopique - Modèles éléments finis Perçage-PM-50/Perçage-PM-100 : perçage pleine matière pour  $N = 450 - 1200\text{tr/min}$  et  $f = 0.1\text{mm} - 0.2\text{mm/tr}$  sur un quart de tour

**Table 3.4** – Récapitulatif de l'ensemble des modèles éléments finis réalisés, des essais effectués (voir chapitre 2) et des confrontations essais-calculs

Essais	$f(\mu\text{m})$ ou ( $\mu\text{m}/\text{tr}/\text{dent}$ )	$N$ ( $\text{tr}/\text{min}$ )	$V_c$ ( $\text{m}/\text{min}$ )	$\gamma_f(^{\circ})$	$\lambda_s(^{\circ})$	Nombre de Nœuds	Modèles	
Échelle locale								
	<b>1a</b>	50	-	13.36	25	10	282820	Coupe-A-50
	<b>2a</b>			11.81	25	10	282820	Coupe-A-50
	<b>3a</b>			10.04	20	10	282698	Coupe-B-50
	<b>6a</b>			3.96	0	10	283491	Coupe-D-50
	<b>4a</b>			3.96	0	0	146249	Coupe-C-50
	<b>1b</b>	100		13.36	25	10	365812	Coupe-A-100
	<b>2b</b>			11.81	25	10	365812	Coupe-A-100
	<b>3a</b>			10.04	20	10	365290	Coupe-B-100
	<b>6b</b>			3.96	0	10	366083	Coupe-D-100
	<b>4b</b>			3.96	0	0	188969	Coupe-C-100
	<b>5a</b>	150		3	0	10	458999	Coupe-D-150
	<b>5b</b>			6				
	<b>5c</b>			9				
	<b>5d</b>			12				
	<b>5e</b>			15				
Échelle intermédiaire								
	<b>1-v1f1</b>	50	450	13.36 <sup>†</sup>	26 <sup>†</sup>	11 <sup>‡</sup>	434788	Perçage-T1-50
	<b>1-v2f1</b>		1200	35.63 <sup>†</sup>				
	<b>1-v1f2</b>	100	450	13.36 <sup>†</sup>			593508	Perçage-T1-100
	<b>1-v2f2</b>		1200	35.63 <sup>†</sup>				
	<b>2-v1f1</b>	50	450	11.81 <sup>†</sup>	24 <sup>†</sup>	11 <sup>‡</sup>	369131	Perçage-T2-50
	<b>2-v2f1</b>		1200	31.48 <sup>†</sup>				
	<b>2-v1f2</b>	100	450	11.81 <sup>†</sup>			501371	Perçage-T2-100
	<b>2-v2f2</b>		1200	31.48 <sup>†</sup>				
	<b>3-v1f1</b>	50	450	10.04 <sup>†</sup>	20 <sup>†</sup>	11 <sup>‡</sup>	369718	Perçage-T3-50
	<b>3-v2f1</b>		1200	26.77 <sup>†</sup>				
	<b>3-v1f2</b>	100	450	10.04 <sup>†</sup>			493718	Perçage-T3-100
	<b>3-v2f2</b>		1200	26.77 <sup>†</sup>				
	<b>4-v1f1</b>	50	450	3.96 <sup>†</sup>	0 <sup>†</sup>	0 <sup>†</sup>	392482	Perçage-P-50
	<b>4-vcf1</b>		750	6.60 <sup>†</sup>				
	<b>4-v2f1</b>		1200	10.56 <sup>†</sup>				
	<b>4-v1f2</b>	100	450	3.96 <sup>†</sup>			426004	Perçage-P-100
	<b>4-vcf2</b>		750	6.60 <sup>†</sup>				
	<b>4-v2f2</b>		1200	10.56 <sup>†</sup>				
Échelle macroscopique								
	<b>5-v1f1</b>	50	450	-	-	-	346805	Perçage-PM-50
	<b>5-v2f1</b>		1200					
	<b>5-v1f2</b>	100	450				439457	Perçage-PM-100
	<b>5-v2f2</b>		1200					

<sup>†</sup> Valeurs obtenues localement pour une zone de coupe située à mi-épaisseur du tube/pion considéré

<sup>‡</sup> Moyenne de  $\lambda_s$  sur la portion d'arête en contact avec le volume formé par **T1**  $\cup$  **T2**  $\cup$  **T3**

## ii - Simplifications effectuées

**Symétrie :** Au vu de la géométrie de la zone de coupe en coupe orthogonale élémentaire, les modèles **Coupe-C-50** et **Coupe-C-100** représentent uniquement la moitié de la zone de coupe (conditions de symétrie visibles sur les figures de l'[Annexe A](#)).

**Géométrie de la pièce percée :** Notons que les modèles aux échelles intermédiaire et macroscopique dépeignent le perçage d'un quart voire d'un 8<sup>e</sup> de la pièce. En effet, cette simplification géométrique a été réalisée en vue de simplifier la modélisation et de réduire les coûts de calcul. En outre, étant donné que les modèles éléments finis de perçage ne concernent que l'étude sur le premier tour, la modélisation sur plusieurs tours n'a pas été jugée pertinente. La pièce correspond également au volume usiné après que l'outil ait suffisamment pénétré la matière : il est supposé un passage préalable de l'outil avec une arête de coupe pleinement engagée.

Précisons d'autre part que la partie centrale (volume de  $500\mu m$  de rayon) du pion **P** et de la pièce en **pleine matière** n'a pas été représentée : cela permet ainsi de s'affranchir des mécanismes complexes qui ont lieu au niveau de l'âme du foret lors du perçage.

**Géométrie de l'outil :** En gardant à l'esprit cette démarche de simplification, l'outil représenté en perçage possède une géométrie approximée et simplifiée par rapport à celle de l'outil réel. Par exemple, l'arête de coupe implémentée en perçage pleine matière correspond à une suite de segments droits et non pas à une ligne courbe comme c'est le cas pour la géométrie réelle. De plus, une seule lèvre est considérée. L'outil est également réduit à la portion en contact avec la matière usinée au cours de l'opération de perçage de tubes/pion.

**Translation axiale du foret :** La simulation du perçage du Ti-6Al-4V se dispense du mouvement de translation axiale de l'outil. Il n'y a pas de déplacement vertical implémenté mais l'avance est prise en compte par le biais de la hauteur du copeau. En effet, elle est de  $50\mu m$  pour une avance par tour de  $0.1mm/tr$  tandis qu'elle est de  $100\mu m$  lorsque l'avance par tour vaut  $0.2mm/tr$  en perçage. Le maillage est quant à lui raffiné fortement verticalement au niveau de la zone de coupe et horizontalement à mi-parcours (éléments de  $6.25\mu m$  de côté) pour l'acquisition de données plus précises au centre. Dans chacun des cas, l'outil est encastré et la coupe s'effectue grâce au mouvement de rotation de la pièce usinée autour de l'axe du foret.

**Conditions aux limites thermiques :** L'intérêt est porté ici sur des distances de coupe très faibles<sup>10</sup>. C'est pourquoi, les phénomènes de convection sont supposés négligeables pour l'ensemble des modèles éléments finis. Aucun échange de chaleur n'est implémenté entre la pièce et l'air ni entre la pièce et l'outil. Une température ambiante de  $293K$  est cependant indiquée à l'état initial.

**Stratégie de modélisation :** Enfin, l'application des lois matériaux présentées précédemment à l'ensemble de la pièce de Ti-6Al-4V permet de s'affranchir de l'emploi d'une zone sacrificielle pour générer un copeau (y compris au sein du bord résiduel en perçage pleine matière).

---

10. seulement un quart voire un 8<sup>e</sup> de trou percé en perçage et  $4mm$  en coupe élémentaire

### 3.4.1.3 Morphologie des copeaux générés

Malgré l'hypothèse qui implique qu'une confrontation essais-calcul des morphologies de copeaux n'est pas jugée la plus pertinente en vue d'une validation de la modélisation numérique, une attention particulière a tout de même été portée sur les copeaux formés par le biais de ces différents modèles. Il en ressort que les conditions de coupe ont une influence très significative sur la morphologie des copeaux numériques générés.

**Rôle de l'avance :** Ainsi, l'augmentation de l'avance à l'échelle locale de  $50\mu m$  à  $100\mu m$  favorise fortement la segmentation des copeaux. En effet, les conditions en zones **1**, **2** et **3** mènent à des copeaux numériques continus à  $50\mu m$  d'avance tandis qu'ils sont festonnés pour  $100\mu m$  d'avance. Cette constatation s'avère aussi applicable aux échelles intermédiaires et macroscopique où l'avance joue clairement un rôle majeur : plus l'avance est importante plus le festonnement l'est également.

**Rôle de la vitesse de coupe :** Les résultats aux échelles intermédiaire et macroscopique semblent révéler d'autre part que la vitesse de broche (et donc conséquemment la vitesse de coupe), impacte davantage l'enroulement du copeau que le festonnement même si une vitesse de coupe plus élevée semble favoriser légèrement le festonnement.

**Rôle de l'angle de coupe :** Néanmoins, pour de faibles avances à l'échelle locale, la modification des paramètres angle de coupe, angle oblique horizontal et vitesse de coupe conduisent en effet à des morphologies de copeaux continus pour les conditions **1**, **2** et **3** mais à des copeaux segmentés pour les conditions **4** autrement dit pour des angles et une vitesse de coupe plus faibles. Étant donné la tendance de vitesses de coupe plus élevées à augmenter la segmentation aux échelles moins résolues, l'effet de l'angle de coupe semble a priori prépondérant devant celui de la vitesse de coupe et de l'angle d'inclinaison. Cette supposition est par ailleurs renforcée par le copeau obtenu à l'échelle macroscopique pour une vitesse de broche de 1200 tr/min et une avance de 0.2mm/tr : le copeau est localement continu proche du bec et festonné proche du centre du trou percé.

Finalement, les morphologies de copeaux numériques obtenues à chaque échelle semblent bien corroborées globalement les diverses hypothèses énoncées au chapitre 2. Les conditions **1**, **2** et **3** à l'échelle locale conduisent bien à des copeaux continus pour l'avance de  $50\mu m$  comme au cours du perçage de tubes à 450 tr/min- $f=0.1\text{mm/tr}$ . À l'inverse, ces conditions **1**, **2** et **3** locales mènent bien à des copeaux festonnés pour l'avance de  $100\mu m$ , tout comme ceux obtenus à l'échelle des tubes à 450tr/min- $f=0.2\text{mm/tr}$ . Pour finir, le copeau à l'échelle macroscopique pour cette même vitesse de broche est bien continu localement au niveau des régions formées par les Tubes **T1**, **T2** et **T3**. Des copeaux festonnés sont également retrouvés dans les conditions **4** à l'échelle locale pour toute avance, comme c'est le cas à l'échelle intermédiaire et à l'échelle macroscopique (localement au centre). Néanmoins, les hypothèses semblent moins vérifiées au centre du trou percé étant donné que le festonnement s'avère bien moins marqué aux échelles moins résolues qu'à l'échelle locale.

Ces modèles éléments finis 3D à ces trois échelles d'étude distinctes constituent la modélisation multi-échelle thermomécanique du procédé de perçage lors du premier contact de l'outil avec la matière. Le flux volumique induit par le passage de l'outil peut être alors calculé via ces modèles et est alors implémenté en tant que terme source de la modélisation thermique du procédé décrite dans la section suivante.

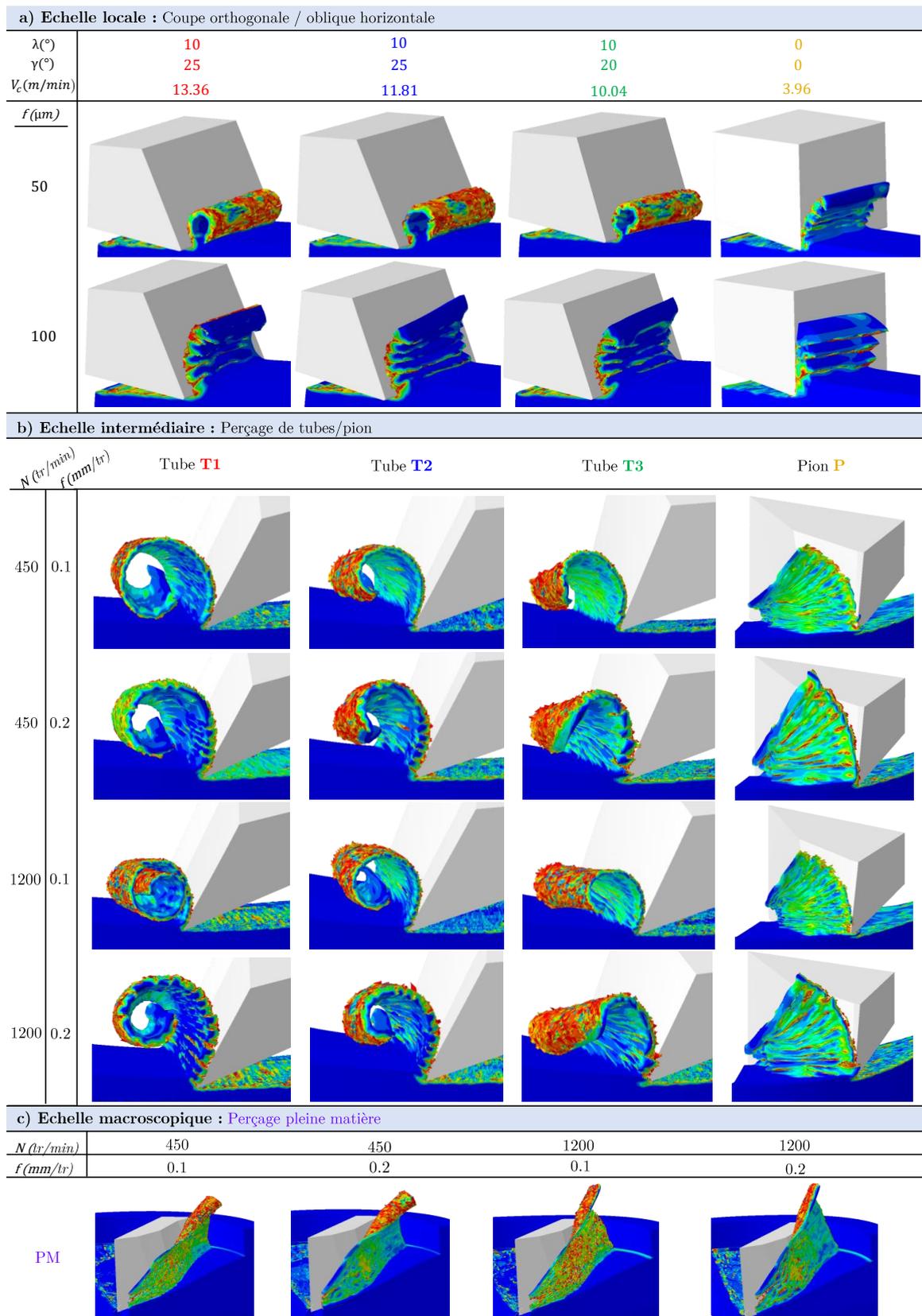


Figure 3.27 – Morphologies des copeaux numériques obtenus par FEM aux différentes échelles

### 3.4.2 Modélisation thermique par différences finies : après $n$ tours de foret

Cette modélisation purement thermique a pour objectif de décrire l'évolution spatio-temporelle de la température après  $n$  tours dans les pièces percées des échelles intermédiaire et macroscopique par résolution d'un problème de conduction 3D à l'aide des différences finies sur Matlab. Rappelons que suivant l'**Hypothèse 6** introduite au chapitre 2, cette modélisation par différences finies (FDM) n'a pas été réalisée dans le cadre de l'étude à l'échelle locale étant donné que le dispositif expérimental employé ne permet pas d'étudier une coupe périodique, c'est à dire que l'outil ne coupe qu'une seule fois la matière et ne repasse donc pas sur la surface usinée.

Elle a pour intérêt majeur de permettre une projection dans le temps des résultats en thermique des modèles éléments finis en s'affranchissant de calculs éléments finis sur plusieurs tours de forets, extrêmement coûteux numériquement. L'outil et le copeau ne sont alors pas représentés mais une source mobile simule le passage de l'outil et correspond au flux de chaleur volumique sous l'outil déterminé par FEM. Une suppression d'éléments progressive est tout de même appliquée pour simuler l'enlèvement de matière chaude, et donc d'énergie thermique par le copeau.

#### 3.4.2.1 Géométrie, maillage

Les pièces cylindriques correspondent à une géométrie de pièce suite à un passage préalable du foret avec son arête de coupe pleinement engagée. En perçage pleine matière, la géométrie de la pièce correspond donc à un pré trou dans un tube d'épaisseur supérieure au diamètre du foret.

Pour simplifier les calculs, l'angle  $\kappa_r$  du foret<sup>11</sup> étudié est ici représenté constant le long de l'arête de coupe. Les parties supérieures des pièces à usiner forment donc un angle de  $\psi=20^\circ$  avec la verticale traduisant un angle au sommet du foret de  $140^\circ$  (voir figure 3.28). Notons que pour simplifier les calculs, l'angle au sommet se retrouve également entre la verticale et la partie inférieure de la pièce.

Le but est donc de déterminer par différences finies la température aux nœuds des maillages appliqués à ces 5 pièces. Ceux-ci constituent l'ensemble  $\mathcal{M}^{(k)}$  et définissent le domaine matériel  $\Omega$  de frontière notée  $\partial\Omega$ . L'angle au sommet du foret ainsi que la discrétisation d'arête réalisée sur les tubes dont les épaisseurs sont différentes conduisent à des maillages dits non structurés (voir figure 3.28). Ces épaisseurs sont de même valeurs que celles des géométries réelles des pièces percées.

Ces maillages se définissent naturellement sur des repères différents :

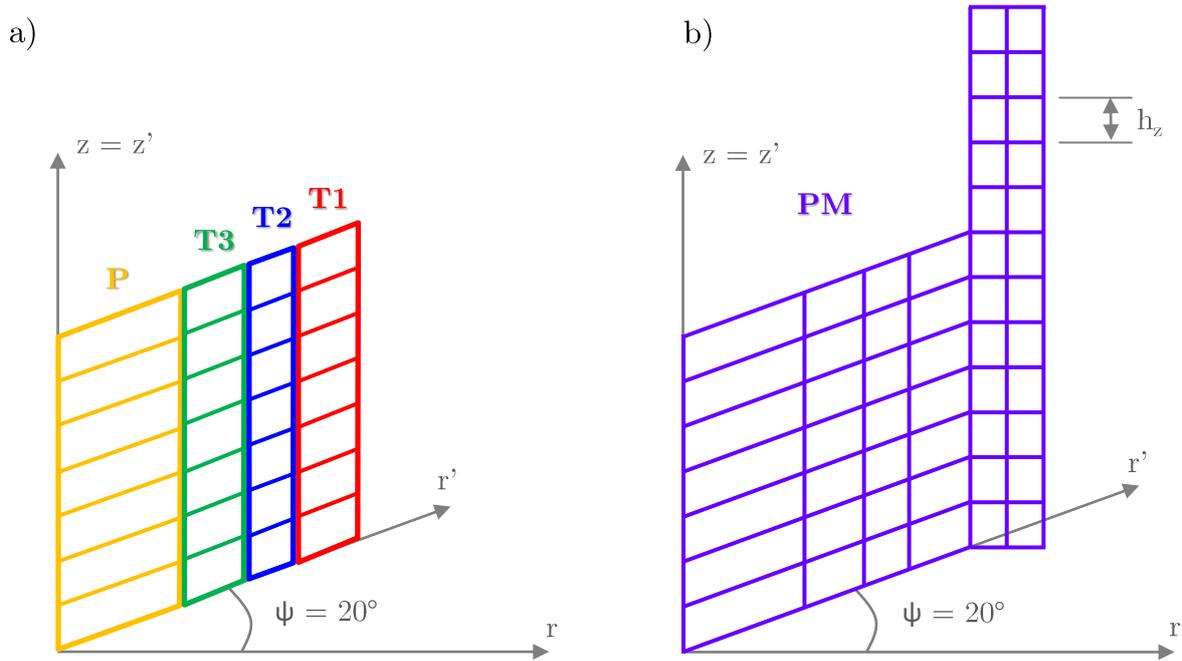
**Pour T1, T2, T3 et P :**  $\mathcal{M}^{(1,\dots,4)}$  est défini sur un repère cylindrique et non-orthogonal noté  $\mathcal{R}' = (\mathcal{O}, \vec{r}', \vec{\theta}, \vec{z})$ ,

**Pour PM :**  $\mathcal{M}^{(5)}$  est défini sur deux repères :  $\mathcal{R}'$  mais aussi le repère global, cylindrique et orthogonal  $\mathcal{R} = (\mathcal{O}, \vec{r}, \vec{\theta}, \vec{z})$ ; en effet comme le montre la figure 3.28, le maillage **Pleine Matière** combine un maillage oblique non structuré sous le foret et un maillage structuré sur la paroi du trou percé.

Sous ce formalisme chaque maillage peut être défini comme un application qui à chaque numéro de nœud  $i$  associe un triplet de coordonnées dans le repère associé. Ainsi pour  $k = 1, \dots, 4$

$$\begin{aligned} \mathcal{M}^{(k)} : \mathbb{N} &\longrightarrow \mathbb{R}^3 \\ i &\longmapsto (r'_i, \theta_i, z_i) \end{aligned} \quad (3.20)$$

11. Les caractéristiques du foret sont décrites au chapitre 2 et l'angle  $\kappa_r$  au chapitre 1


 Figure 3.28 - Vue d'ensemble des Maillages  $\mathcal{M}^{(k)}$ 

tel que :

$$\mathcal{M}^{(k)}(i) = N \cdot P_i = \left\{ \begin{bmatrix} r'_1 \\ \theta_1 \\ z_1 \end{bmatrix}, \begin{bmatrix} r'_2 \\ \theta_2 \\ z_2 \end{bmatrix}, \dots, \begin{bmatrix} r'_n \\ \theta_n \\ z_n \end{bmatrix} \right\} \times \begin{pmatrix} p_{i,1} \\ \vdots \\ p_{i,n} \end{pmatrix} \quad (3.21)$$

où  $N$  contient les coordonnées nodales des  $n$  nœuds et  $P_i$  est le vecteur nul dont la  $i$ -ème ligne vaut 1 ( $p_{i,j} = \delta_{i,j}$  suivant la notation de Kronecker).

### 3.4.2.2 Équation de diffusion de la chaleur et paramètres physiques

Cette modélisation numérique thermique repose sur la résolution de l'équation de la chaleur en chacun des nœuds :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(\lambda \overrightarrow{\text{grad}}T) = w'_{ch} + r_\varepsilon \quad (3.22)$$

où :

$\rho$  est la masse volumique ;

$C_p$  la chaleur spécifique ;

$\lambda$  la conductivité thermique ;

$w'_{ch}$  est la source de chaleur (exprimée en  $W.m^{-3}$ ). Ce terme prend une valeur non nulle (si la source est active, c'est-à-dire que l'outil est en travail) et uniquement sur un sous ensemble de nœuds dénoté  $\mathcal{P}(t) \subset \mathcal{M}^{(k)}$  ;

$r_\varepsilon$  est le terme d'échange radiatif, il correspond à la puissance échangée avec l'extérieur sous forme de rayonnement (et non pas sous forme de conduction), il peut être positif si l'environnement est plus chaud que le point considéré ou négatif s'il s'agit d'une fuite thermique. Là aussi, ce terme prend des valeurs non-nulles uniquement aux nœuds en contact avec l'extérieur (sous ensemble fixe noté  $\mathcal{F} \subset \mathcal{M}^{(k)}$ ) et nulles ailleurs. Notons que suivant cette définition  $\mathcal{F}$  peut être vu comme une partition de  $\partial\Omega$ .

En remarquant qu'à l'instant  $t_0$  les sources de chaleur ne sont pas actives ( $\mathcal{P}(t_0) = \emptyset$ ) et sous l'hypothèse que le maillage est à l'équilibre thermique avec son environnement ; l'équation (3.22) devient à cet instant :

$$\rho C_p \frac{\partial T_0}{\partial t} - \text{div}(\lambda \overrightarrow{\text{grad}} T_0) = 0 \quad (3.23)$$

et par soustraction de l'équation (3.23) avec (3.22) terme à terme, il vient :

$$\boxed{\rho C_p \frac{\partial \Theta}{\partial t} - \text{div}(\lambda \overrightarrow{\text{grad}} \Theta) = w'_{ch} + r_\varepsilon} \quad (3.24)$$

où  $\Theta = T - T_0 = T - T_{amb}$  avec  $T_{amb}$  la température de l'air ambiant.

Rappelons que sous cette forme l'équation n'a pas de solution analytique connue. En revanche, une solution incrémentale peut classiquement s'établir par différences-finies. Celle-ci est alors définie sur un pas de temps  $\delta t$  en réécrivant l'équation (3.24) sous la forme suivante :

$$\Theta(t + \delta t) = \Theta(t) + \frac{\delta t}{\rho C_p} \left( \text{div}(\lambda \overrightarrow{\text{grad}} \Theta) + w'_{ch} + r_\varepsilon \right) \quad (3.25)$$

Cette solution est numériquement stable sous la condition de Von Neumann [Charney+1950] qui impose de choisir un incrément de temps  $\delta t$  suffisamment petit par rapport à la taille des mailles de manière à respecter la condition :

$$\delta t < \frac{1}{2} \frac{\rho C_p}{\lambda} \min([\delta_{r'}^2, \delta_\theta^2, \delta_z^2]) \quad (3.26)$$

où  $\delta_{r'}$ ,  $\delta_\theta$  et  $\delta_z$  sont les *pas* des différences finies spatiales suivant  $\vec{r}'$ ,  $\vec{\theta}$  et  $\vec{z}$  respectivement.

L'expression du terme de diffusion ainsi que l'adaptation des calculs au cas particulier de ces maillages non orthogonaux et non uniformes sont détaillées à l'Annexe B. Le Laplacien peut alors être calculé et devient :

$$\boxed{\Delta \Theta = \frac{1}{\cos^2 \psi} \left( \frac{\partial^2 \bar{\Theta}}{\partial r'^2} + \frac{1}{r'} \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial r'} - 2 \sin \psi \frac{\partial^2 \bar{\Theta}}{\partial r' \partial z'} + \frac{1}{r'^2} \frac{\partial^2 \bar{\Theta}}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 \bar{\Theta}}{\partial z'^2} - \frac{\sin \psi}{r'} \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial z'} \right)} \quad (3.27)$$

### 3.4.2.3 Source de chaleur mobile : couplage avec la modélisation thermomécanique éléments finis

Comme le définit l'équation d'actualisation du champ de température (3.25), un certain nombre de nœuds du maillage contenus dans le sous ensemble noté  $\mathcal{P}$  sont le siège d'une source de chaleur  $w'_{ch}$ . Comme il est détaillé en section 3.3.1, l'opération de coupe conduit à la conversion d'une partie de la puissance mécanique en chaleur, tant par plasticité que par frottement. Cette chaleur est générée dans trois zones de cisaillement réparties autour de la pointe d'outil (voir section 1.2). Elle se propage ensuite dans le tube, l'outil et le copeau. Cette répartition est modélisée numériquement par éléments finis (modèles éléments finis présentés en section 3.4.1).

Le modèle par différences finies retenu ne modélise pas la coupe (notamment les zones I et II) et s'intéresse uniquement à la matière située sous l'outil (voir figure 3.29). Ainsi, l'évolution de la température dans  $\Omega$  est due à deux types de sources : l'une interne (liée à la plasticité sous

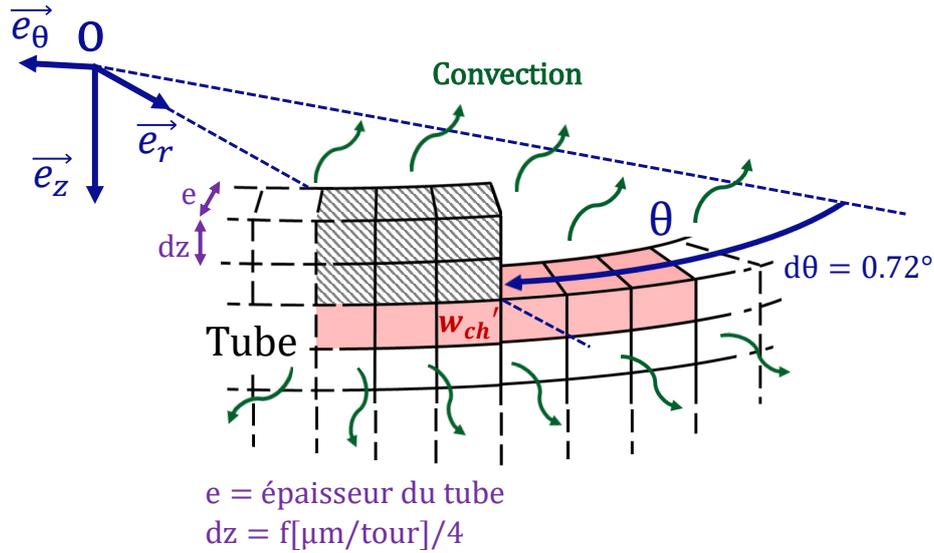


Figure 3.29 – Schématisation de la modélisation thermique par différences finies du procédé de perçage (cas d'un tube) : source de chaleur mobile et suppression d'éléments progressive

l'outil) l'autre externe et liée à la conduction de la chaleur générée au voisinage du copeau telle que :

$$w'_{ch} = w'_{ch}{}^{ext} + w'_{ch}{}^{int} \quad (3.28)$$

#### Chaleur produite en dehors de $\Omega$ : $w'_{ch}{}^{ext}$

Il s'agit de la chaleur produite au niveau de la coupe (essentiellement en ZI et marginalement en ZII) et qui est conduite vers le bas. Cette chaleur est générée en dehors de  $\Omega$  et pénètre dans le domaine à travers sa frontière  $\partial\Omega$ . Elle est donc modélisée par un flux surfacique  $\phi_{imp}$  s'appliquant sur une poignée de nœuds de la première rangée du maillage FDM (i.e la surface supérieure du sous ensemble  $\mathcal{P} \subset \mathcal{M}^{(k)}$ ). En théorie, il s'agit donc d'une condition aux limites de Neumann qui s'applique aux nœuds  $\mathbf{x}_{\mathcal{P},t}$  sur lesquels la source est active à l'instant  $t$  telle que :

$$\phi_{imp}(\mathbf{x}_{\mathcal{P},t}) = \lambda \frac{\partial\Theta(\mathbf{x}_{\mathcal{P},t}, t)}{\partial z''} \quad (3.29)$$

En pratique, et comme exposé précédemment, les projections associées à la non uniformité du maillage rendent complexe la résolution de cette condition aux limites avec l'équation (B.12). En effet, l'orientation de la surface supérieure par  $\vec{z}'' \neq \vec{z}'$  nécessiterait d'écrire une autre forme du Laplacien cette fois-ci dans un repère  $\mathcal{R}'' = (\mathcal{O}, \vec{r}', \vec{\theta}, \vec{z}'')$ . Pour faciliter l'implémentation, le flux surfacique  $\phi_{imp}$  issu du calcul éléments finis est donc moyenné sur l'élément de surface associé aux nœuds de  $\mathbf{x}_{\mathcal{P},t}$  puis transformé en flux volumique afin de contribuer au terme source  $w'_{ch}$  qui peut alors s'écrire :

$$w'_{ch}{}^{ext}(\mathbf{x}_{\mathcal{P},t}) = \frac{\phi_{imp}(\mathbf{x}_{\mathcal{P},t})}{\delta z} \quad (3.30)$$

Comme le montrent les figures 3.29 et 3.30, le nombre de nœuds contenus dans  $\mathbf{x}_{\mathcal{P},t}$  dépend du diamètre de l'essai considéré. Une distance de  $\pm 100\mu\text{m}$  en avant et en arrière de la pointe d'outil suffit généralement pour interpoler sur la partie significativement non nulle du flux (voir figure 3.31).

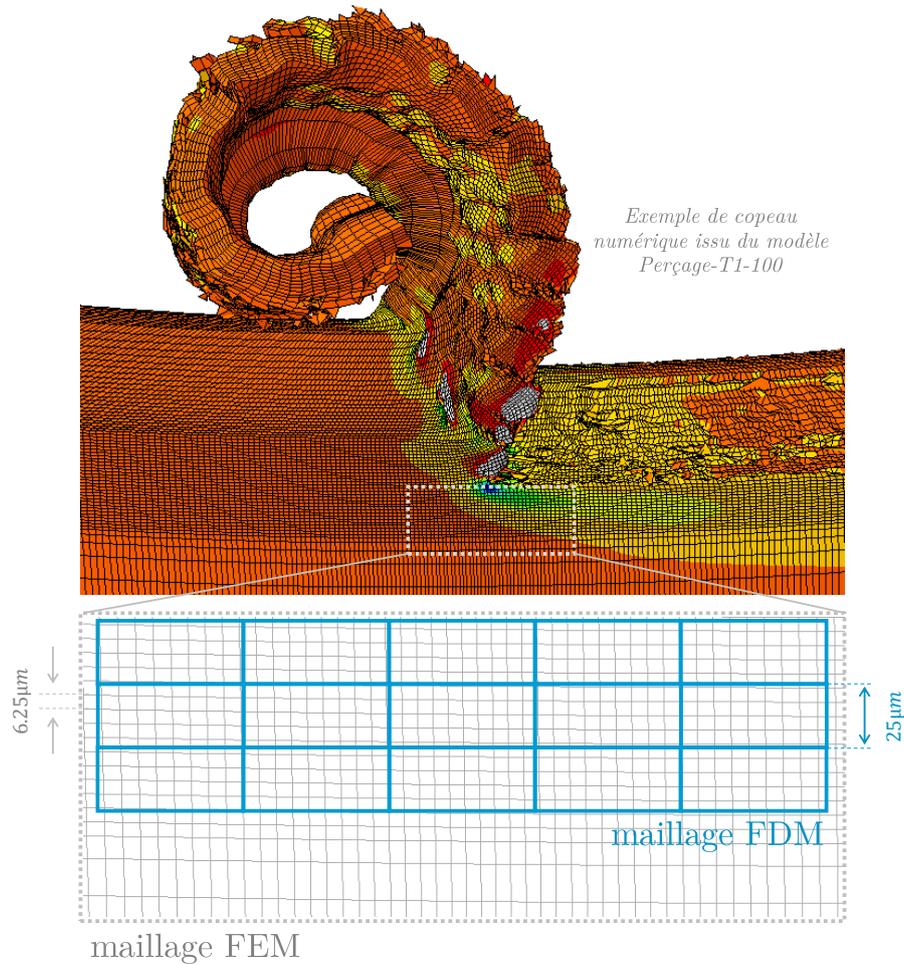


Figure 3.30 – Superposition des maillages utilisés pour les modélisations éléments finis (modèle Perçage-T1-100) et par différences finies

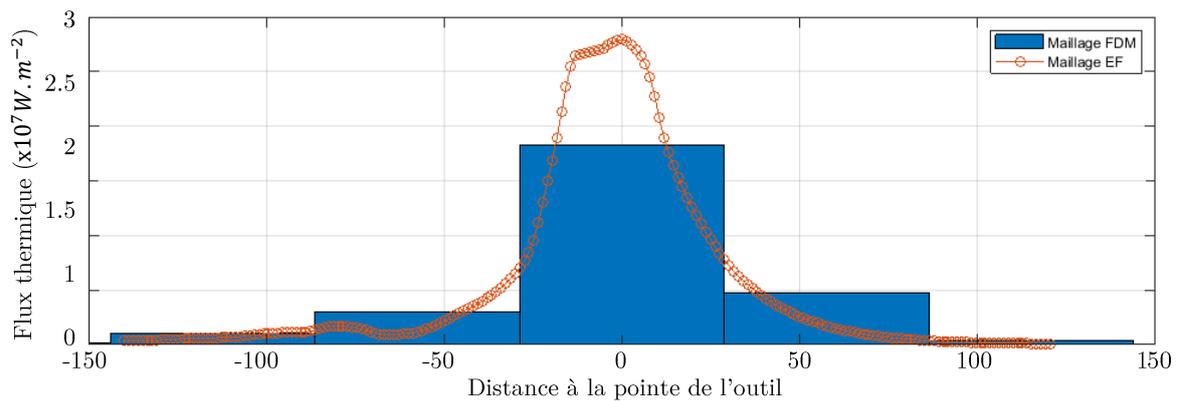


Figure 3.31 – Distribution circconférentielle du flux thermique provenant de la ZI et ZII telle qu'elle est évaluée par FEM et telle qu'elle est implémentée dans le modèle par différences finies (FDM)

### Chaleur produite dans $\Omega$ : $w_{ch}^{int}$

La chaleur dissipée par plasticité dans la matière située sous l'outil (en zone III) est générée à l'intérieur même des frontières du modèle FD. Cette source est fournie par le calcul éléments

finis sous forme de source volumique. Elle s'intègre donc directement au terme  $w_{ch}^{int}$ , via une moyenne sur l'élément de volume associé aux nœuds de  $\mathbf{x}_{P,t}$ .

Notons que les maillages éléments finis ne coïncident pas à la discrétisation spatiale retenue en différences finies. Il s'agit donc de transférer une grandeur de flux depuis le maillage éléments finis vers un maillage différences finies **moins résolu**. Cette différence de résolution permet d'une part de valider l'hypothèse de moyenne retenue et constitue de fait un changement d'échelle entre les modèles éléments finis de coupe des tubes/pion et les modèles par différences finies dits *étendus*.

### 3.4.2.4 Conditions aux limites

#### Convection

Pour  $\mathcal{M}^{(2,3,4)}$  on assimile la température des faces intérieure et extérieure des tubes à la température moyenne dans l'épaisseur qui se définit comme suit :

$$\tilde{T} = \frac{1}{\delta_{r'}} \int_{r'_i}^{r'_e} T(r', \theta, z) dr' \quad (3.31)$$

où  $r_i$  est la coordonnée sur  $\vec{r}'$  du nœud intérieur et  $r_e$  celle du nœud extérieur. Ceci implique rapidement par différences finies que :

$$\frac{\partial \tilde{T}}{\partial r'} = 0 \quad \text{car} \quad T(r'_e, \theta, z) = T(r'_i, \theta, z) \quad (3.32)$$

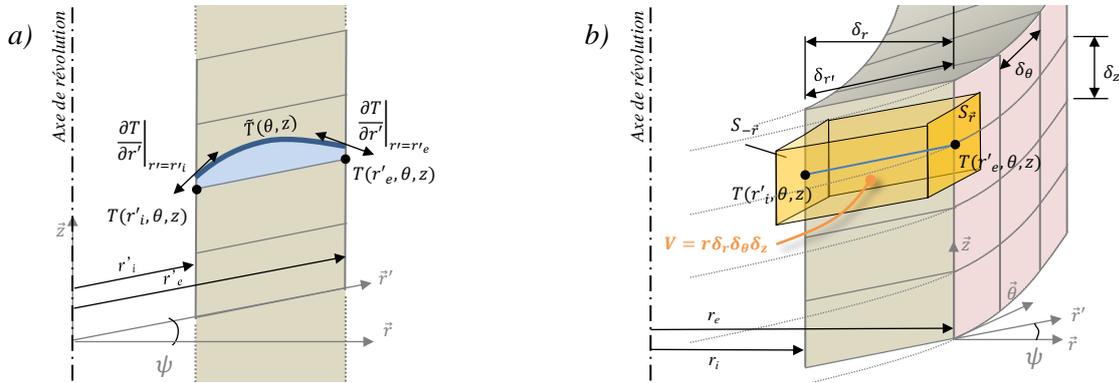


Figure 3.32 – a) Définition de la température moyenne dans l'épaisseur pour les maillages de tubes. b) Définition des éléments de surface et de volume associés à un nœud de maillage

donc :

$$\begin{aligned} \lambda \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial r'^2} &= \lambda \frac{\partial}{\partial r'} \left( \frac{\partial \tilde{T}}{\partial r'} \right) \\ &= \frac{\lambda}{\delta_{r'}} \frac{\partial}{\partial r'} \left( \frac{\partial}{\partial r'} \int_{r'_i}^{r'_e} T(r', \theta, z) dr' \right) \\ &= \frac{\lambda}{\delta_{r'}} \frac{\partial}{\partial r'} \left( \int_{r'_i}^{r'_e} \frac{\partial T(r', \theta, z)}{\partial r'} dr' \right) \\ &= \frac{\lambda}{\delta_{r'}} \frac{\partial}{\partial r'} [T(r'_e, \theta, z) - T(r'_i, \theta, z)] \\ &= \frac{\lambda}{\delta_{r'}} \frac{\partial T}{\partial r'} \Big|_{r'=r'_e} - \frac{\lambda}{\delta_{r'}} \frac{\partial T}{\partial r'} \Big|_{r'=r'_i} \end{aligned} \quad (3.33)$$

Dès lors, en reprenant les termes de l'équation (B.12) avec la température moyenne  $\tilde{T}$  et en utilisant les résultats de l'équation (3.32) et l'équation (3.33), l'expression du terme Laplacien devient :

$$\begin{aligned} \lambda \Delta \tilde{T} &= \frac{\lambda}{\cos^2 \psi} \left( \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial r'^2} + \frac{1}{r'} \frac{\partial \tilde{T}}{\partial r'} - 2 \sin \psi \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial r' \partial z'} + \frac{1}{r'^2} \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial z'^2} - \frac{\sin \psi}{r'} \frac{\partial \tilde{T}}{\partial z'} \right) \\ &= \frac{\lambda}{\cos^2 \psi} \left( \left( \frac{1}{\delta_{r'}} \frac{\partial T}{\partial r'} \Big|_{r'=r'_e} - \frac{1}{\delta_{r'}} \frac{\partial T}{\partial r'} \Big|_{r'=r'_i} \right) + \frac{1}{r'^2} \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial z'^2} - \frac{\sin \psi}{r'} \frac{\partial \tilde{T}}{\partial z'} \right) \end{aligned} \quad (3.34)$$

On peut alors se rappeler que la Loi de Fourier fournit une expression des dérivées partielles aux limites. Dans le cas présent, celles-ci peuvent se ramener à des conditions de convection sur les faces interne et externe des tubes (en  $r'_i$  et en  $r'_e$ ). En posant  $h$  le coefficient de transfert thermique de cette condition, on obtient alors les deux relations suivantes :

$$\begin{aligned} - \text{ sur la surface intérieure } \quad \vec{\phi} \cdot \vec{n}_i &= \lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n}_i = -h(T - T_{amb}) \\ &\Rightarrow -\lambda \left( \frac{1}{\cos \psi} \frac{\partial T}{\partial r'} - \tan \psi \frac{\partial T}{\partial z'} \right) \Big|_{r'=r'_i} = -h(T - T_{amb}) \end{aligned} \quad (3.35)$$

$$\Rightarrow \frac{\partial T}{\partial r'} \Big|_{r'=r'_i} = \frac{h \cos \psi}{\lambda} (T - T_{amb}) + \frac{1}{\lambda \sin \psi} \frac{\partial T}{\partial z'} \Big|_{r'=r'_i}$$

$$\begin{aligned} - \text{ sur la surface extérieure } \quad \vec{\phi} \cdot \vec{n}_e &= \lambda \vec{\nabla} T \cdot \vec{n}_e = -h(T - T_{amb}) \\ &\Rightarrow \lambda \left( \frac{1}{\cos \psi} \frac{\partial T}{\partial r'} - \tan \psi \frac{\partial T}{\partial z'} \right) \Big|_{r'=r'_e} = h(T - T_{amb}) \end{aligned} \quad (3.36)$$

$$\Rightarrow \frac{\partial T}{\partial r'} \Big|_{r'=r'_e} = -\frac{h \cos \psi}{\lambda} (T - T_{amb}) + \frac{1}{\lambda \sin \psi} \frac{\partial T}{\partial z'} \Big|_{r'=r'_e}$$

ici il suffit dès lors de substituer ces deux relations dans 3.34 pour obtenir :

$$\begin{aligned} \lambda \Delta \tilde{T} &= -\frac{2h}{\delta_{r'} \cos \psi} (T - T_{amb}) + \frac{1}{\delta_{r'} \cos \psi \sin \psi} \left( \frac{\partial T}{\partial z'} \Big|_{r'=r'_e} - \frac{\partial T}{\partial z'} \Big|_{r'=r'_i} \right) \\ &\quad + \frac{\lambda}{\cos^2 \psi} \left( \frac{1}{r'^2} \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial z'^2} - \frac{\sin \psi}{r'} \frac{\partial \tilde{T}}{\partial z'} \right) \end{aligned} \quad (3.37)$$

qui se réduit à :

$$\lambda \Delta \tilde{T} = \frac{\lambda}{\cos^2 \psi} \left( \frac{1}{r'^2} \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 \tilde{T}}{\partial z'^2} - \frac{\sin \psi}{r'} \frac{\partial \tilde{T}}{\partial z'} \right) - \frac{2h}{\delta_{r'} \cos \psi} (T - T_{amb}) \quad (3.38)$$

En remarquant que, en vertu de la relation (3.32), les dérivées partielles suivant  $\vec{z}$  en  $r_i$  et en  $r_e$  prennent la même valeur. On remarque alors que les termes radiaux du Laplacien ont disparu au profit d'une formulation explicite de la condition aux limites convective.

## Rayonnement

L'ensemble des nœuds situés sur les faces extérieures de la matière appartiennent au sous-ensemble  $\mathcal{F}$  sur lequel doivent être défini les échanges de nature radiatif entre la pièce et son environnement. La loi de Stephan-Boltzmann permet d'expliciter l'existence sur une surface de

normale  $\vec{n}$  par

$$\begin{cases} M_{out}(\mathbf{x}_{\mathcal{F}}) = \vec{F}_o \cdot \vec{n} = \sigma \varepsilon T^4(\mathbf{x}_{\mathcal{F}}) & \text{pour le flux sortant } \vec{F}_o \\ M_{in}(\mathbf{x}_{\mathcal{F}}) = \vec{F}_i \cdot \vec{n} = -\sigma \varepsilon T_{amb}^4 & \text{pour le flux entrant } \vec{F}_i \end{cases} \quad (3.39)$$

où  $\mathbf{x}_{\mathcal{F}}$  est l'ensemble des coordonnées des nœuds de  $\mathcal{F}$ ,  $\sigma$  est la constante de Stephan-Boltzmann et  $\varepsilon$  est l'émissivité de la surface en  $\mathbf{x}_{\mathcal{F}}$ . En réalisant le bilan thermique sur un élément de surface de normale  $\vec{r}$  associé au nœud  $\mathbf{x}_{\mathcal{F}}$  c'est-à-dire sur  $S_{\vec{r}}(\mathbf{x}_{\mathcal{F}}) = r\delta_\theta \times \delta_z$  on peut écrire que le flux traversant  $\Phi_{\vec{r}}$  (en *Watt*) à travers cet élément de surface vaut :

$$\begin{aligned} \Phi_{\vec{r}} &= \iint_{S_{\vec{r}}} (M_{out}(\mathbf{x}_{\mathcal{F}}) + M_{in}(\mathbf{x}_{\mathcal{F}})) dS_{\vec{r}} \\ &= \sigma \varepsilon (T^4(\mathbf{x}_{\mathcal{F}}) - T_{amb}^4) \cdot r\delta_\theta\delta_z \end{aligned} \quad (3.40)$$

Comme le montre le schéma de la figure 3.32b, on peut donc évaluer la source volumique  $r_\varepsilon$  à partir de la somme des flux traversant les surfaces libres de l'élément associé au nœud  $\mathbf{x}_{\mathcal{F}}$  (dont le volume s'écrit volume  $V(\mathbf{x}_{\mathcal{F}}) = r\delta_r\delta_\theta\delta_z$ ) par la relation suivante :

$$r_\varepsilon = - \sum_{p \in \{\pm \vec{r}, \pm \vec{\theta}, \pm \vec{z}\}} \frac{\Phi_p}{V(\mathbf{x}_{\mathcal{F}})} \quad (3.41)$$

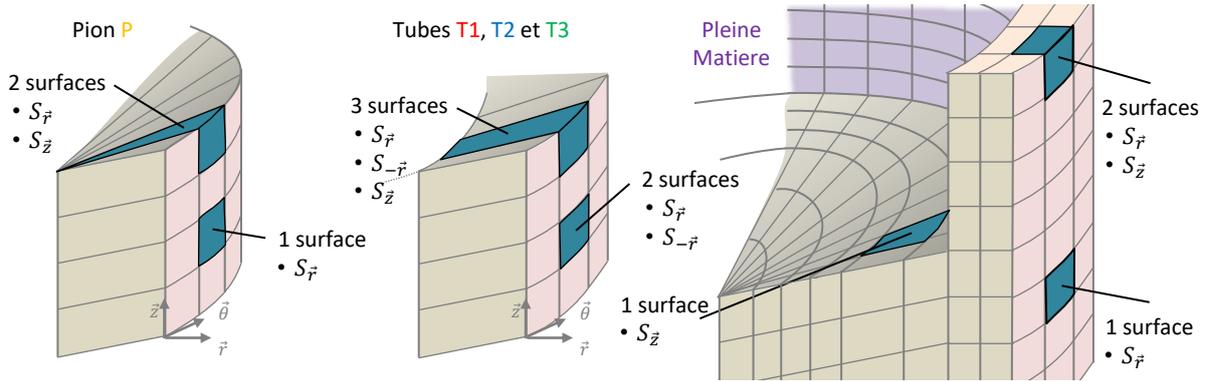


Figure 3.33 – Différents cas de figure de conditions aux limites convectives et radiatives pour les 5 maillages.

Il convient donc de distinguer plusieurs cas selon le nombre de surface en contact avec l'extérieur de l'élément considéré. La figure 3.33 présente les cas possibles en fonction des différents maillages. Ainsi, chaque nœud du sous ensemble  $\mathcal{F}$  (ensemble des nœuds en contact avec l'extérieur) aura donc une formulation de  $r_\varepsilon$  qui lui est propre, mais le cas général peut tout de même s'écrire :

$$r_\varepsilon = - \underbrace{\frac{\sigma \varepsilon}{\delta_r} (T^4 - T_{amb}^4)}_{S_{\vec{r}}} - \underbrace{\frac{\sigma \varepsilon}{\delta_r} (T^4 - T_{int}^4)}_{S_{-\vec{r}}} - \underbrace{\frac{\sigma \varepsilon}{\delta_z} (T^4 - T_{amb}^4)}_{S_{\vec{z}}} \quad (3.42)$$

où  $T_{amb}$  est la température ambiante et  $\tilde{T}_{int}$  la température moyenne des parois du trou percé. En effet, les surfaces des tubes orientées suivant  $-\vec{r}$ , sont soumises à un échange radiatif avec les parois du tube situées en vis-à-vis. À ce stade la notion de facteur de vue et de facteur de forme apparaît [Howell+2011]. Cependant dans la modélisation présentée ici, cette approche a

été simplifiée par l'insertion d'une température moyenne des surfaces en vis-à-vis. À partir de la forme générale donnée par l'équation (3.42), il suffit donc d'annuler les termes qui ne sont pas applicable au nœuds courant.

### 3.5 Conclusion du chapitre 3

Le chapitre 3 a permis de rendre compte des diverses méthodes pour modéliser numériquement les procédés d'usinage à savoir les modèles éléments finis Lagrangiens, Eulérien, ALE ou CEL mais aussi les modélisations SPH. Étant donné que les conditions aux limites et surtout la conduction de la chaleur ne sont pas évidentes à mettre en œuvre en SPH, la simulation par éléments finis a été privilégiée. D'autre part, l'intérêt n'est pas porté ici sur l'effet de la lubrification sur la coupe ce qui rend moins intéressante une approche CEL. La méthode Eulérienne est, quant à elle, peu adaptée à la modélisation de copeaux de géométries complexes (et donc imprévisibles). Enfin, la réalisation d'une modélisation numérique multi-échelle du procédé de perçage est un défi en soit, et il n'a pas été envisagé, dans un premier temps, d'employer des techniques de remaillages ou une approche ALE. La modélisation éléments finis Lagrangienne a donc été retenue.

Les lois de comportement, d'endommagement et de frottement implémentées au sein des modèles éléments finis sont celles développées par M. Harzallah [Harzallah2018]. Leur pertinence avait été validée en coupe orthogonale du Ti-6Al-4V pour une avance de  $250\mu m$ . Ces lois, ainsi que la démarche qui a amené à leur développement sont explicitées dans ce chapitre. Les modifications apportées à ces lois ont également été présentées.

L'apport majeur par rapport au modèle de M. Harzallah [Harzallah2018] concerne cependant les aspects thermiques. En effet, la conduction de la chaleur n'était pas implémentée, ce qui pose problème dans le cas d'une opération de perçage (zone confinée, passage répété et périodique sur la surface usinée...). La gestion de la génération et de la conduction de la chaleur est donc discutée. Notons d'autre part que la conduction de la chaleur se fait par le biais d'un coefficient de Taylor-Quinney évoluant avec l'endommagement. Son influence indéniable sur la morphologie des copeaux générés, mais aussi la difficulté dont relève une identification physique de ce coefficient, ont été mises en évidence.

Les modèles éléments finis thermomécaniques et les modèles différences finies purement thermiques ont été présentés à chaque échelle d'étude ainsi que les géométries de copeaux numériques obtenues. Les modèles éléments finis des échelles locale, intermédiaire et macroscopique correspondent respectivement : (i) à la simulation de la coupe élémentaire (orthogonale ou oblique horizontale) du Ti-6Al-4V pour des avances faibles (de l'ordre de  $50 - 100\mu m$ ) (ii) à la représentation de la coupe lors du perçage de tubes/pion de Ti-6Al-4V sur un quart voire un  $8^e$  de tour (iii) au perçage pleine matière du Ti-6Al-4V sur un quart de tour.

Le lien entre les modélisations éléments finis et différences finies est alors assuré par le biais de l'implémentation d'un terme source issu du modèle FEM au sein du modèle FDM.

Une modélisation du procédé de perçage a donc pu être développée et celle-ci est bien multi-échelle, tant spatialement que temporellement. Pour juger de sa robustesse, des confrontations avec les données expérimentales issues des essais explicités au chapitre 2 ont donc été réalisées. Ces confrontations essais-calculs font l'objet du prochain et dernier chapitre.



# Résultats & Discussions : confrontations essais-calculs, investigations expérimentales et validations

# 4

4.1	Échelle locale : coupe orthogonale & oblique	134
4.1.1	Effet de l'angle oblique horizontal	134
4.1.2	Confrontation essais-calculs	139
4.1.3	Synthèse	145
4.2	Échelle intermédiaire : perçage de tubes/pion	146
4.2.1	Confrontation essais-calculs : 1 <sup>er</sup> tour	146
4.2.2	Confrontation essais-calculs : après n tours	152
4.2.3	Synthèse	159
4.3	Validation des changements d'échelle	160
4.3.1	Passage entre les échelles locale et intermédiaire : coupe orthogonale & oblique - perçage de tubes/pion	160
4.3.2	Passage entre les échelles intermédiaire et macroscopique : reconstruction de l'arête du foret	165
4.3.3	Synthèse	170
4.4	Échelle macroscopique : perçage pleine matière	171
4.4.1	Confrontation essais-calculs : température après n tours	171
4.4.2	Investigations expérimentales : source de chaleur	173
4.4.3	Prédictions numériques - Apport du modèle	178
4.4.4	Synthèse des travaux à l'échelle macroscopique	181
4.5	Conclusion du chapitre 4	182

*La démarche scientifique adoptée dans ces travaux de thèse est fondée sur une interaction entre les données expérimentales et numériques. L'objectif étant (i) d'une part de relever le défi que constitue l'acquisition de données expérimentales au cours du procédé de perçage et (ii) d'autre part d'édifier une véritable modélisation robuste multi-échelle établie sur des confrontations essais-calculs pertinentes à iso-échelle. Ce dernier chapitre a pour optique de présenter ces diverses confrontations essais-calculs ainsi que les investigations expérimentales et numériques illustrées en chapitre 2 sur la figure 2.8 et cela, à chaque échelle d'étude.*

## 4.1 Échelle locale : coupe orthogonale & oblique

### 4.1.1 Effet de l'angle oblique horizontal

Cette section porte sur les résultats expérimentaux obtenus suite aux essais en coupe orthogonale et oblique pour une vitesse de coupe de  $3.96m/min$ , un angle de coupe nul et une avance de 50 et  $100\mu m$ . Autrement dit les tests **4a-b** et **6a-b** sur le banc de coupe DEXTER sont concernés. L'intérêt ici est d'étudier l'effet de l'ajout d'un angle oblique horizontal sur les mécanismes de coupe.

#### 4.1.1.1 Grandeurs mécaniques

Les champs de vitesses de déformations obtenus en différents instants pour une vitesse de coupe de  $3.96m/min$ , un angle de coupe nul et une avance de  $100\mu m$  sont comparés figure 4.1 dans le cas de la coupe orthogonale (test **4b**) et de la coupe oblique horizontale (test **6b**). De même les champs expérimentaux de déformations équivalentes de Hencky sont également comparés pour ces mêmes essais sur la figure 4.2.

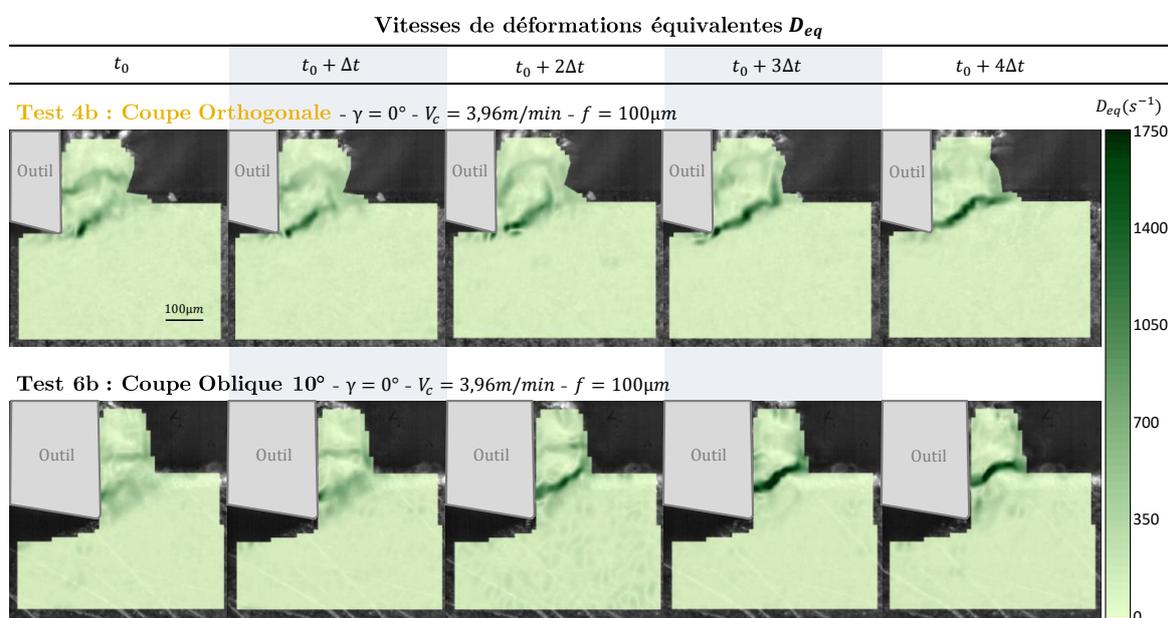


Figure 4.1 – Champs de vitesses expérimentaux de déformations équivalentes  $D_{eq}$  obtenus au cours des essais de coupe orthogonale et oblique horizontale des tests **4b** et **6b**

Les résultats mettent en évidence que les champs de vitesses de déformations sont très similaires entre la coupe orthogonale et la coupe oblique à iso conditions de coupe. Néanmoins, il est à souligner que la localisation des déformations apparaît plus tardive dans le cas de la coupe oblique que dans le cas de la coupe orthogonale. Ce constat suppose que les déformations se localisent sur des temps plus courts en coupe oblique d'où les niveaux de vitesses de déformations légèrement plus élevés dans la bande de cisaillement primaire.

De même, la similarité des champs expérimentaux se retrouve aussi au niveau des valeurs déformations équivalentes (voir figure 4.2) obtenues en coupe orthogonale et oblique horizontale. L'amplitude des déformations est cependant légèrement plus élevée dans la bande de cisaillement primaire dans le cas de la coupe orthogonale, en particulier en pointe d'outil. Enfin, les niveaux de déformations dans le feston (zone située entre deux bandes de cisaillement successives) sont sensiblement plus élevés en coupe orthogonale qu'en coupe oblique horizontale. Ceci suggère que la déformation à rupture de la bande de cisaillement est atteinte avec plus de facilité sous

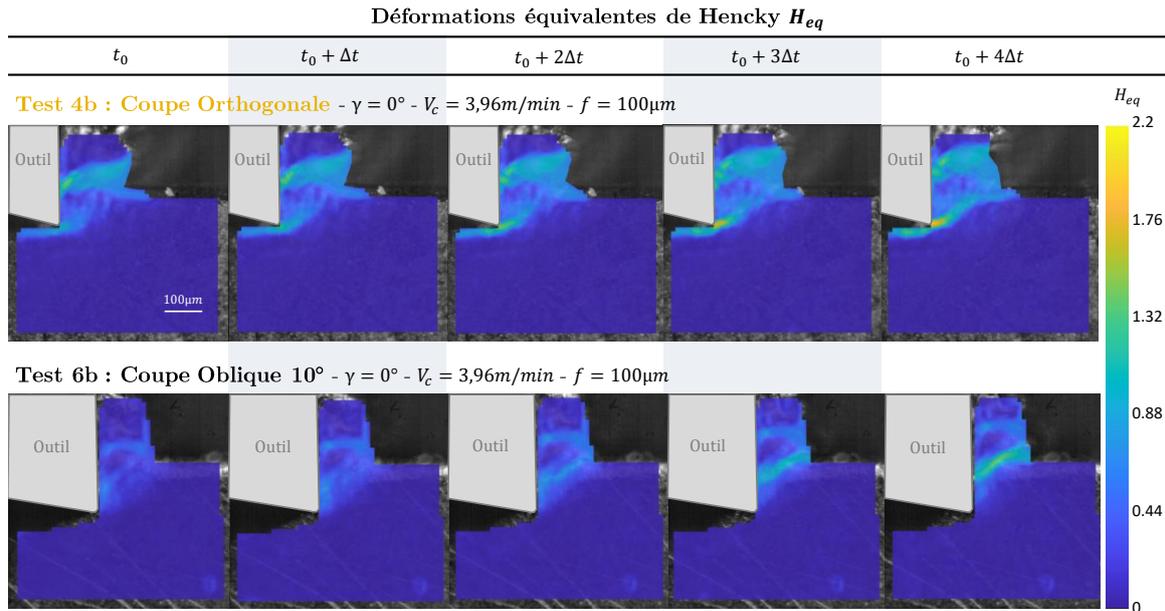


Figure 4.2 – Champs expérimentaux de déformations équivalentes  $H_{eq}$  obtenus au cours des essais de coupe orthogonale et oblique horizontale des tests **4b** et **6b**

sollicitation oblique, et cela, au prix d'une compression moindre du feston. Il devient raisonnable de penser que l'ajout d'un angle oblique horizontale occasionne une mobilité supplémentaire à la matière en pointe d'outil et modifie significativement ainsi la nature du contact collant/gissant sur la face de coupe.

En vue de vérifier le dernier propos et d'appréhender davantage les mécanismes inhérents à la coupe, les déformations vécues par des points matériau situés au sein de la bande de cisaillement (rouge) et au sein d'un feston (bleu) ont été représentées figure 4.3 dans le plan déformation majeure - mineure en coupe orthogonale et oblique horizontale. Il apparaît que la matière est davantage comprimée à l'intérieur du feston dans le cas de la coupe orthogonale que dans le cas de la coupe oblique horizontale. En outre, pour les deux types de coupe, la matière finissant dans la bande de cisaillement passe tout d'abord par une phase de compression, puis de cisaillement et enfin tend vers une phase de traction. Ceci rejoint les propos de Pottier *et al.* [Pottier+2014]. Il est à noter que la matière au sein de la bande de cisaillement est comprimée plus longtemps et plus intensément dans le cas de la coupe orthogonale comme c'est le cas pour la matière à l'intérieur des festons.

Ainsi, cette observation amène de façon explicite au premier constat : l'ajout d'un angle oblique horizontal engendre des festons plus « nets ». Bien que la coupe orthogonale favorise l'apparition de festons, la coupe oblique horizontale permet d'obtenir un festonnement plus « propre », en témoigne les arêtes rapportées observées fréquemment en coupe orthogonale sur la figure 4.4. En effet, en coupe oblique horizontale, la phase de compression est moins importante ce qui suppose également une stagnation moins importante au niveau de la face de coupe lors de la formation du feston. Ainsi, le feston « glisserait » plus facilement le long de la face de coupe en coupe oblique horizontale.

Ces observations concernant les déformations et les vitesses de déformations ont été réalisées pour les tests avec une avance de  $100\mu m$ . Cependant, elles sont également vérifiées pour une avance de  $50\mu m$  concernant les tests de coupe orthogonale **4a** et de coupe oblique horizontale **6a**.

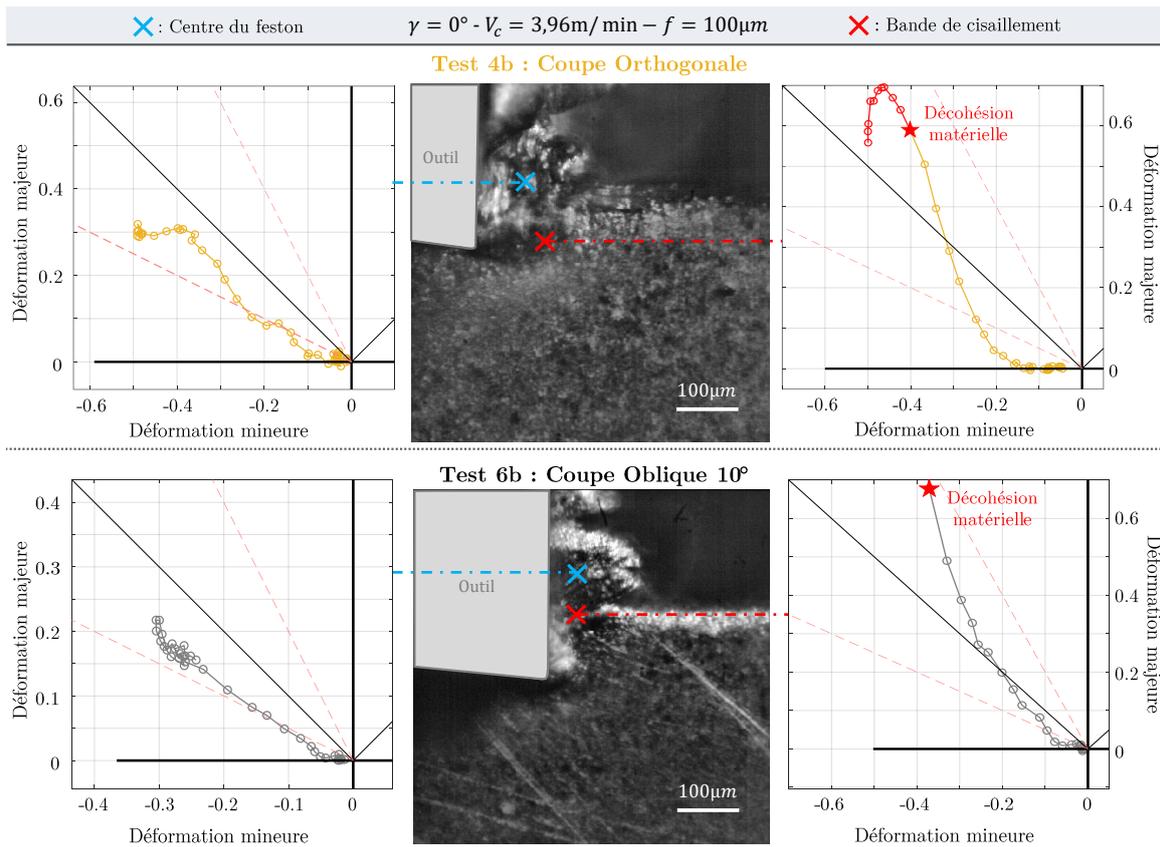


Figure 4.3 – Représentation des déformations de Green-Lagrange dans le plan déformation majeure - déformation mineure en coupe orthogonale et oblique horizontale des tests 4b et 6b - rouge : au sein de la bande de cisaillement - bleu : au sein d'un feston

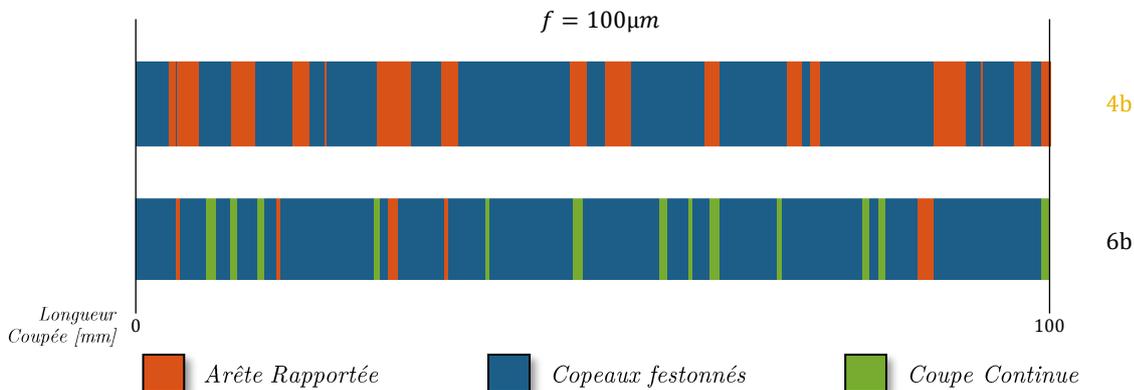


Figure 4.4 – Morphologie des copeaux générés en coupe élémentaire pour  $\gamma_f = 0^\circ$ ,  $V_c = 3.96\text{m/min}$  et  $f = 100\mu\text{m}$  (orthogonale/oblique) en fonction du temps normalisé (longueur coupée  $\approx 100\text{mm}$ )

La figure 4.5 confronte les valeurs des efforts de coupe (par millimètre d'arête) obtenus au cours des essais de coupe orthogonale et oblique pour deux avances différentes (tests 4a-b et 6a-b). Il est à noter, que comme cela est visible sur la figure 4.5, chaque essai a été doublé. À même avance et vitesse de coupe, les valeurs des efforts de coupe obtenus sont très différentes selon le type de coupe : les efforts en coupe orthogonale sont près de deux fois supérieurs à ceux relevés en coupe oblique horizontale. Ce résultat confirme le changement de nature du festonnement avec l'ajout d'un angle oblique horizontal et l'hypothèse précédente présumant une prédominance de la phase

de glissement sur la phase d'adhésion/compression en coupe oblique. Enfin, l'augmentation de l'avance de  $50\mu\text{m}$  à  $100\mu\text{m}$  conduit logiquement à une augmentation des valeurs des efforts de près de 33% pour chacun des types de coupe.

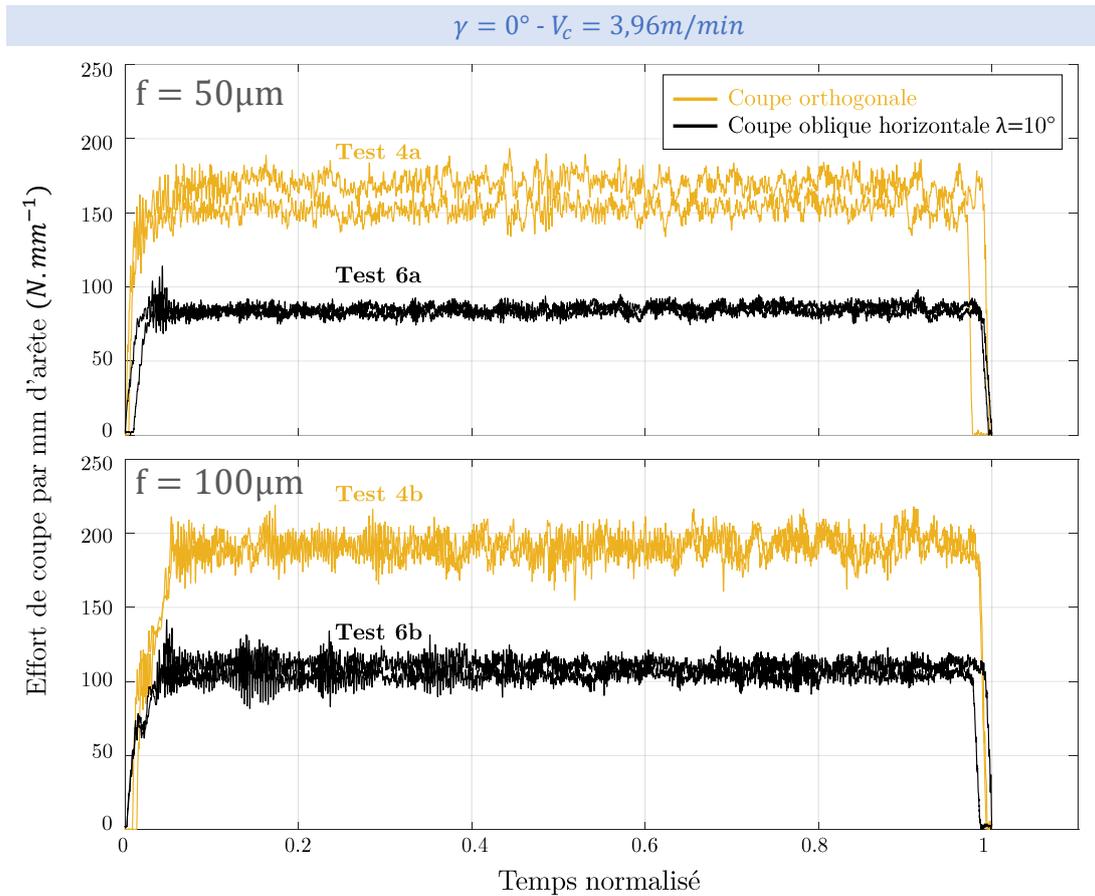


Figure 4.5 – Efforts de coupe par millimètre d'arête obtenus en coupe orthogonale et oblique horizontale pour une avance de  $50\mu\text{m}$  et de  $100\mu\text{m}$  des tests 4a-b et 6a-b

#### 4.1.1.2 Grandeurs thermiques

Les champs de température expérimentaux en différents instants pour une vitesse de coupe de  $3.96\text{m/min}$ , un angle de coupe nul et une avance de  $100\mu\text{m}$  ont également été comparés figure 4.6 en coupe orthogonale (test 4b) et en coupe oblique horizontale (test 6b).

Il apparaît que les températures mesurées dans la bande de cisaillement et dans le copeau sont légèrement plus élevées en coupe oblique horizontale qu'en coupe orthogonale. Ce résultat ne permet tout de même pas de conclure sur un impact significatif de l'ajout d'un angle oblique horizontale sur les températures générées.

Cependant, les profils instantanés de puissance calorifique volumique fournissent davantage d'information (voir figure 4.7). La source de chaleur apparaît effectivement bien plus importante et plus localisée au niveau de la bande de cisaillement dans le cas de la coupe oblique horizontale. Ceci corrobore ainsi les observations précédentes en vitesse de déformations et déformations équivalentes. En effet, les déformations plus localisées en coupe oblique ainsi que les niveaux plus importants de vitesses de déformations sont susceptibles de générer une source de chaleur plus intense et plus locale.

Concernant les essais de coupe orthogonale et de coupe oblique horizontale dans les mêmes conditions de coupe mais pour une avance de  $50\mu\text{m}$ , autrement dit les essais 4a et 6a, les résultats ont conduit aux mêmes constats.

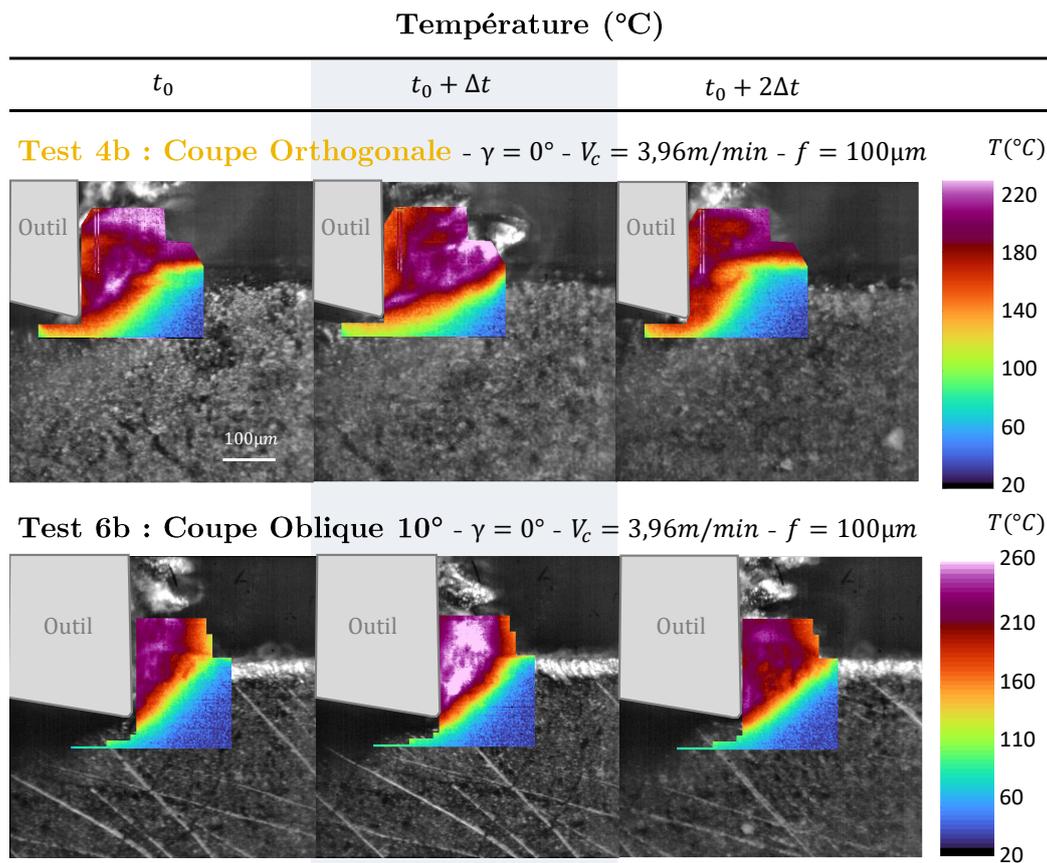


Figure 4.6 – Champs expérimentaux de température obtenus au cours des essais de coupe orthogonale et oblique horizontale des tests **4b** et **6b**

Finalement, cette confrontation expérimentale des résultats pour appréhender l'effet de l'ajout d'un angle oblique horizontale a mené aux conclusions suivantes :

- Cet angle oblique favorise le festonnement du copeau : les festons formés apparaissent plus « nets » ;
- La phase de compression est plus intense et plus longue en coupe orthogonale : la phase initiale de compression du feston en coupe oblique est moins intense car la matière a alors la possibilité de se déplacer latéralement à la zone de compression hydrostatique. Cela suppose alors une prédominance de l'aspect glissant du contact devant son aspect collant et met donc en lumière l'impact significatif des aspects tribologiques sur la morphologie du copeau en coupe ;
- L'observation des efforts de coupe (figure 4.5), significativement plus important en coupe orthogonale, renforce les observations ci-dessus. En effet, un effort plus élevé est synonyme d'une puissance de coupe supérieure et étant donné que les niveaux de déformation atteints sont du même ordre de grandeur en coupe orthogonale et oblique horizontale, il est possible d'en déduire que le volume déformé en coupe orthogonale est supérieur.
- Le cisaillement en zone de cisaillement primaire est plus rapide suite à l'ajout de l'angle oblique : la bande de cisaillement obtenue est plus définie et localisée ;
- L'énergie mécanique induite par la coupe est donc plus importante en coupe orthogonale, ce qui laisserait présumer une énergie thermique plus élevée également en coupe orthogonale. Cependant, puisque le copeau est plus uniformément déformé en coupe orthogonale, l'énergie thermique se dissipe sur une zone plus grande qu'en coupe oblique ce qui conduit en réalité à des puissances calorifiques instantanées ainsi que des températures maximales plus importantes en coupe oblique.

- Bien que des écarts importants soient observés en termes d'efforts, l'analyse des grandeurs locales (déformations, vitesses de déformation, température, puissance) n'affiche pas de tels écarts. Il semble donc que si l'ajout d'un angle oblique horizontal conduit à des comportements différents aux échelles macroscopiques (efforts), cela s'avère être du second ordre aux échelles locales..

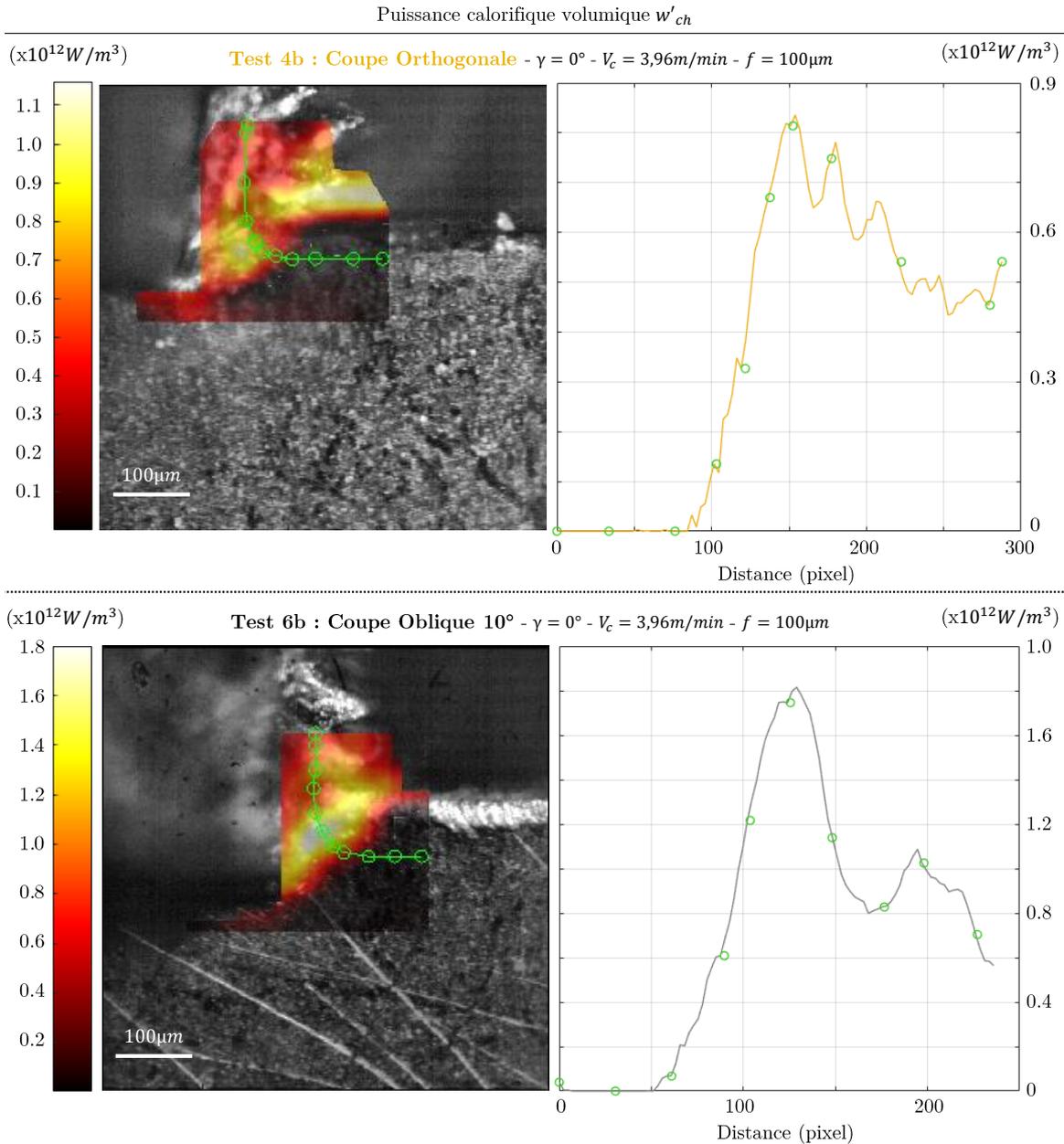


Figure 4.7 – Profils instantanés expérimentaux de puissance calorifique volumique obtenus au cours des essais de coupe orthogonale et oblique horizontale des tests **4b** et **6b**

#### 4.1.2 Confrontation essais-calculs

Cette présente section dresse les diverses confrontations des données numériques et expérimentales liées à l'approche locale. Dès lors, sont concernés ici les résultats expérimentaux issus des essais de coupe orthogonale et oblique **1a**, **2a**, **3a** et **4a**, autrement dit des tests pour une avance de  $50 \mu m$  et différentes vitesses et angles de coupe. Rappelons ici que les angles de coupe et oblique horizontal ainsi que la vitesse de coupe et l'avance ont été sélectionnés pour ces tests de manière

à correspondre à ceux rencontrés localement en perçage sur diverses portions du foret étudié ici. En particulier, la position de ces zones sur l'arête du foret coïncident avec les diamètres à mi-épaisseur des échantillons utilisés à l'échelle intermédiaire (Tubes **T1**, **T2** et **T3** et Pion **P**). Face à ces données expérimentales, sont confrontés les résultats numériques obtenus dans les mêmes conditions (avance et vitesse de coupe) à partir des modèles de coupe orthogonale et coupe oblique à l'échelle locale présentés en chapitre 3.

#### 4.1.2.1 Déformations équivalentes de Hencky

Dans un premier temps, les profils expérimentaux de déformations logarithmiques équivalentes obtenus au cours de ces essais (**1a**, **2a**, **3a** et **4a**) ont été comparés à ceux obtenus numériquement. La figure 4.8 présente ces profils ainsi que les champs expérimentaux de déformations logarithmiques auxquels sont superposées les trajectoires sur lesquelles les profils expérimentaux de déformations sont relevés. Précisons que les tests **1a**, **2a** et **3a** concernent des essais de coupe oblique tandis que le test **4a** correspond à de la coupe orthogonale (oblicité nulle,  $\lambda_s = 0$  au centre du foret<sup>1</sup>).

La section précédente a permis de souligner que la coupe oblique avec  $\lambda_s = 0^\circ$  et  $\gamma_f = 0^\circ$  conduit systématiquement à des copeaux festonnés (pour  $f = 100\mu m$  comme pour  $f = 50\mu m$ ). En revanche, comme cela est visible sur la figure 4.8, dans le cas de coupe oblique horizontale des tests **1a**, **2a** et **3a** où  $\lambda_s = 10^\circ - f = 50\mu m$  mais où l'angle de coupe est positif ( $\gamma_f = 20 - 25^\circ$ ) et les vitesses de coupe supérieures, la morphologie des copeaux est alors continue. Ce constat qualitatif est corroboré par les profils de déformation de la 4.8 : leur allure forme un « plateau » lorsque les copeaux sont continus et, au contraire, est fortement « oscillatoire », lorsque les copeaux festonnés. En effet, lors de la formation du feston, il a été vu précédemment que la matière se déforme peu à l'intérieur de celui-ci, ce qui conduit à une décroissance forte de la déformation le long du profil (pouvant même atteindre 0 localement au centre du feston). De plus, la valeur maximale de la déformation est supérieure dans le cas de la formation d'un copeau festonné (ce qui explique l'apparition de fissure et donc de feston). Par ailleurs, l'aspect oscillatoire des profils expérimentaux s'intensifie à mesure que l'angle de coupe et la vitesse de coupe décroissent (de haut en bas sur la figure 4.8 - de **1a** vers **4a**). Il apparaît donc, que si le test **1a** engendre des copeaux véritablement continus (c'est-à-dire avec une allure continue du champs de déformation), les tests **2a** et **3a** sont de nature périodiques (quasi-festonnée). Pour ces tests **2a** et **3a**, les déformations se localisent dans une bande de cisaillement mais celles-ci ne mènent pas à la rupture du matériau et à la formation de festons. Les conditions de coupe étudiées expérimentalement conduisent donc à un large spectre de morphologies de copeaux se traduisant par des champs locaux de déformations très différents.

Face à ce constat, les résultats numériques produisent des champs de déformation moins contrastés. En effet, une différence très nette des profils de déformation est constatée entre les conditions de coupe **1a**, **2a** et **3a** (coupe continue) d'une part et **4a** (festonnée) d'autre part. Cependant, les profils de déformations numériques relevés sur les copeaux continus n'affichent pas de différence notable entre eux. En d'autres termes, le modèle prédit un basculement net d'une coupe continue à une coupe festonnée alors que les essais montrent une progression continue de l'une vers l'autre. Néanmoins, l'apparition de festons est effectivement prédite entre les conditions **3a** et **4a**, ce qui est conforme aux observations expérimentales. Pour toutes les conditions, le modèle conduit à une sous-estimation des déformations, a fortiori en coupe continue. Le modèle de frottement (stick-slip) semble être responsable de cette différence. En effet, ce dernier n'a été validé que dans le cadre de coupe festonné [Harzallah2018] et nécessiterait certainement une attention particulière dans la cas d'une coupe continue où la nature même du contact outil/matière est différente (notamment concernant les vitesses de glissement).

1. voir figure 2.3 au chapitre 2

Pour une avance de  $100\mu\text{m}$  (figure C.1 en Annexe C), l'ensemble des essais **1b**, **2b**, **3b** et **4b** conduisent à des copeaux festonnés (identiques à ceux du test **4b** présenté en section 4.1.1). Pour cette avance, le modèle semble plus à même de reproduire les observations expérimentales.

Une allure « oscillatoire » des profils numériques de déformations est effectivement observée avec une amplitude croissante à mesure que l'angle de coupe et la vitesse de coupe diminuent. La sous-estimation des amplitudes de déformations évoquée précédemment pour une avance de  $50\mu\text{m}$  est ici moins marquée. Là encore, le modèle de frottement semble plus adapté au type de coupe rencontré pour cette avance à savoir une coupe festonnée.

#### 4.1.2.2 Température

De la même manière, les profils de températures numériques et expérimentaux sont comparés et illustrés par la figure 4.9. En vue d'une lecture avisée des champs de température, précisons que l'évaluation de la température ne peut se faire que sur le matériau étant donné que l'émissivité de l'outil est inconnue. Il vient que les températures mesurées expérimentalement corroborent également les morphologies constatées : la température est distribuée uniformément dans les copeaux continus issus des essais de coupe oblique **1a**, **2a** et **3a**, contrairement au test **4a** où un pic de température en bande de cisaillement primaire est visible. Ce constat n'est pas étonnant puisque la matière se déforme peu à l'intérieur des festons et s'échauffe donc moins.

Le modèle (FEM) traduit les bonnes allures dans le cas des copeaux continus mais prédit mal le pic observé lors qu'il y a présence de festonnement (aucun pic de température n'est observé dans la bande de cisaillement pour le test **4a**). En revanche, pour toutes les conditions étudiées, les gradients de température dans la matière entrante (a contrario de celle sortant par le copeau) estimés numériquement semblent confirmés par l'expérimental. Enfin, la température est globalement sous-estimée numériquement, comme l'étaient également les déformations.

Outre les considérations sur le modèle de frottement évoquées précédemment, il est possible de supposer qu'une suppression abusive des éléments serait susceptible d'impacter de façon non négligeable le calcul de la température à l'échelle locale pour des avances faibles de l'ordre de  $50\mu\text{m}$ .

#### 4.1.2.3 Puissance calorifique volumique

Enfin, la figure 4.10 confronte les profils de puissance calorifique volumique numériques et expérimentaux. Une lecture rapide des résultats expérimentaux met tout d'abord en évidence des puissances volumiques expérimentales globalement plus élevées dans la bande de cisaillement primaire dans le cas des essais de coupe oblique **1a**, **2a** et **3a**. Cependant, il est nécessaire de rappeler que ces essais/calculs ont été réalisés avec des vitesses de coupe différentes. Ainsi, une comparaison tant en température qu'en puissance des tests entre eux n'est pas pertinente (lecture verticale des figures 4.9 et 4.10). Néanmoins, en rapportant la puissance calorifique volumique  $w'_{ch}$  (valeurs maximales lues sur la figure 4.10) à la vitesse de coupe  $V_c$  des quatre essais (voir tableau 4.1), il vient qu'une coupe festonnée s'avère plus dissipative qu'une coupe continue.

**Table 4.1** – Valeurs expérimentales du pic de dissipation de  $w'_{ch}$  et du rapport  $w'_{ch}/V_c$  pour les quatre tests **1a**, **2a**, **3a** et **4a**

	<b>1a</b>	<b>2a</b>	<b>3a</b>	<b>4a</b>
$w'_{ch}$	3.50	2.25	2.75	1.50
$w'_{ch}/V_c$	0.26	0.19	0.27	0.38

Il apparaît donc qu'augmenter l'angle de coupe  $\gamma_f$  conduit à produire moins de chaleur pour une vitesse donnée. En conclusion, malgré des températures et des puissances plus faibles pour le test **4a** (conditions rencontrées au centre du foret), la coupe semble s'y produire de manière moins optimale d'un point de vue thermique.

### Déformations équivalentes de Hencky

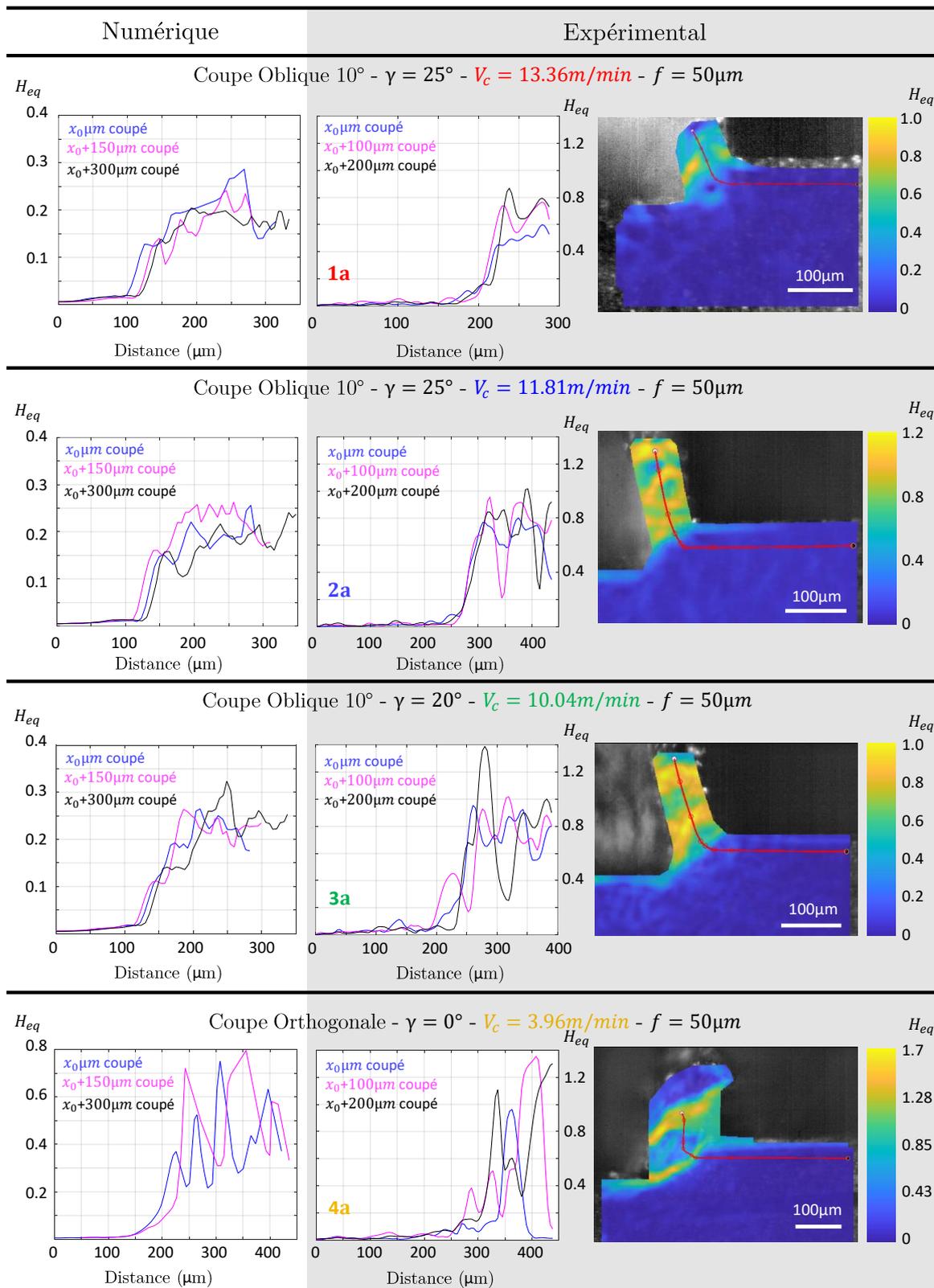


Figure 4.8 – Profils de déformations obtenus expérimentalement et numériquement (gauche & centre) à différents instants - Champs de déformations expérimentaux et trajectoires sur lesquelles sont relevés les profils expérimentaux (droite) - Tests **1a**, **2a**, **3a** et **4a**

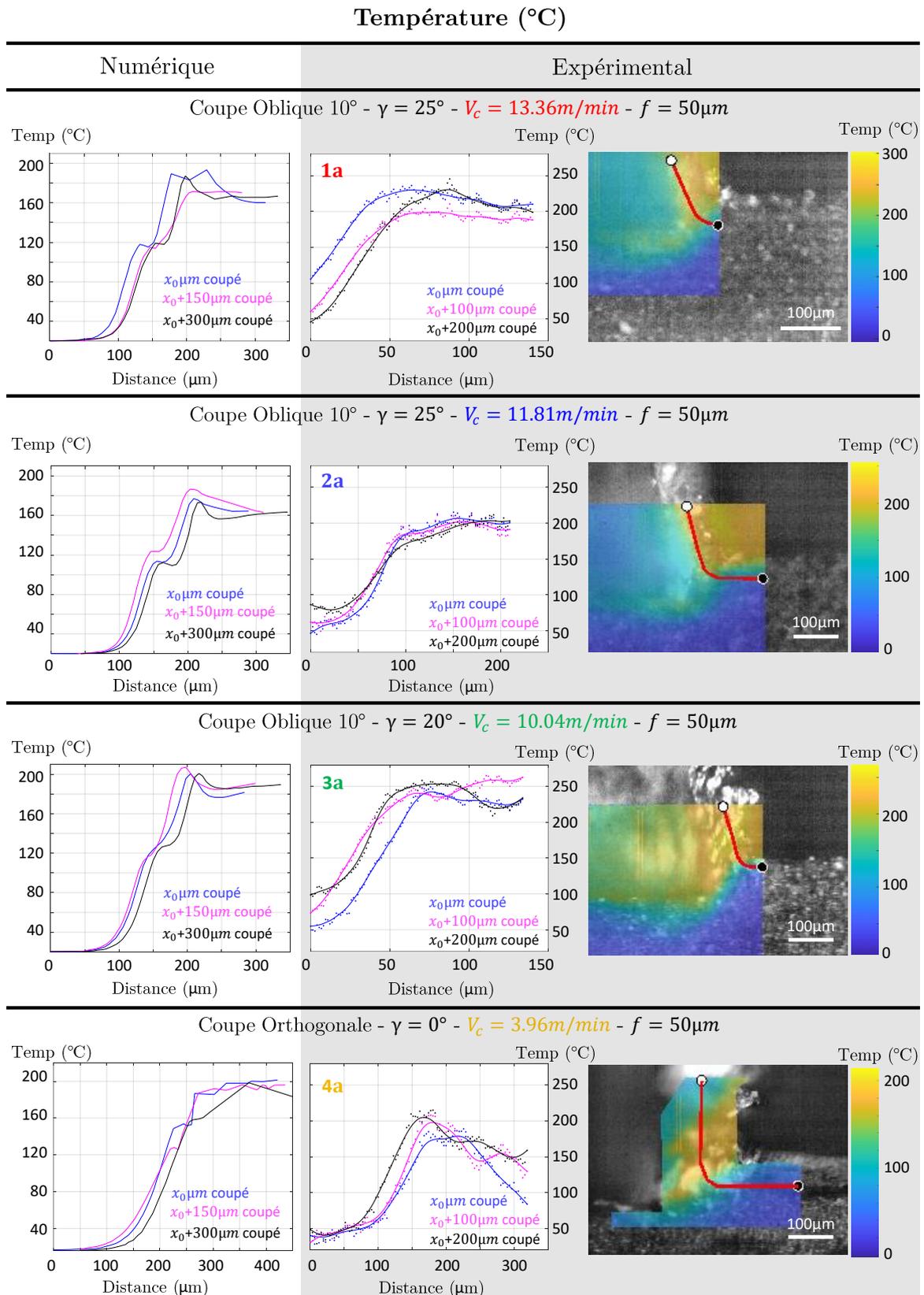


Figure 4.9 – Profils de température obtenus expérimentalement et numériquement (gauche & centre) à différents instants - Champs de température expérimentaux et trajectoires sur lesquelles sont relevés les profils expérimentaux (droite) - Tests **1a**, **2a**, **3a** et **4a**

Puissance calorifique volumique ( $\times 10^{12} W/m^3$ )

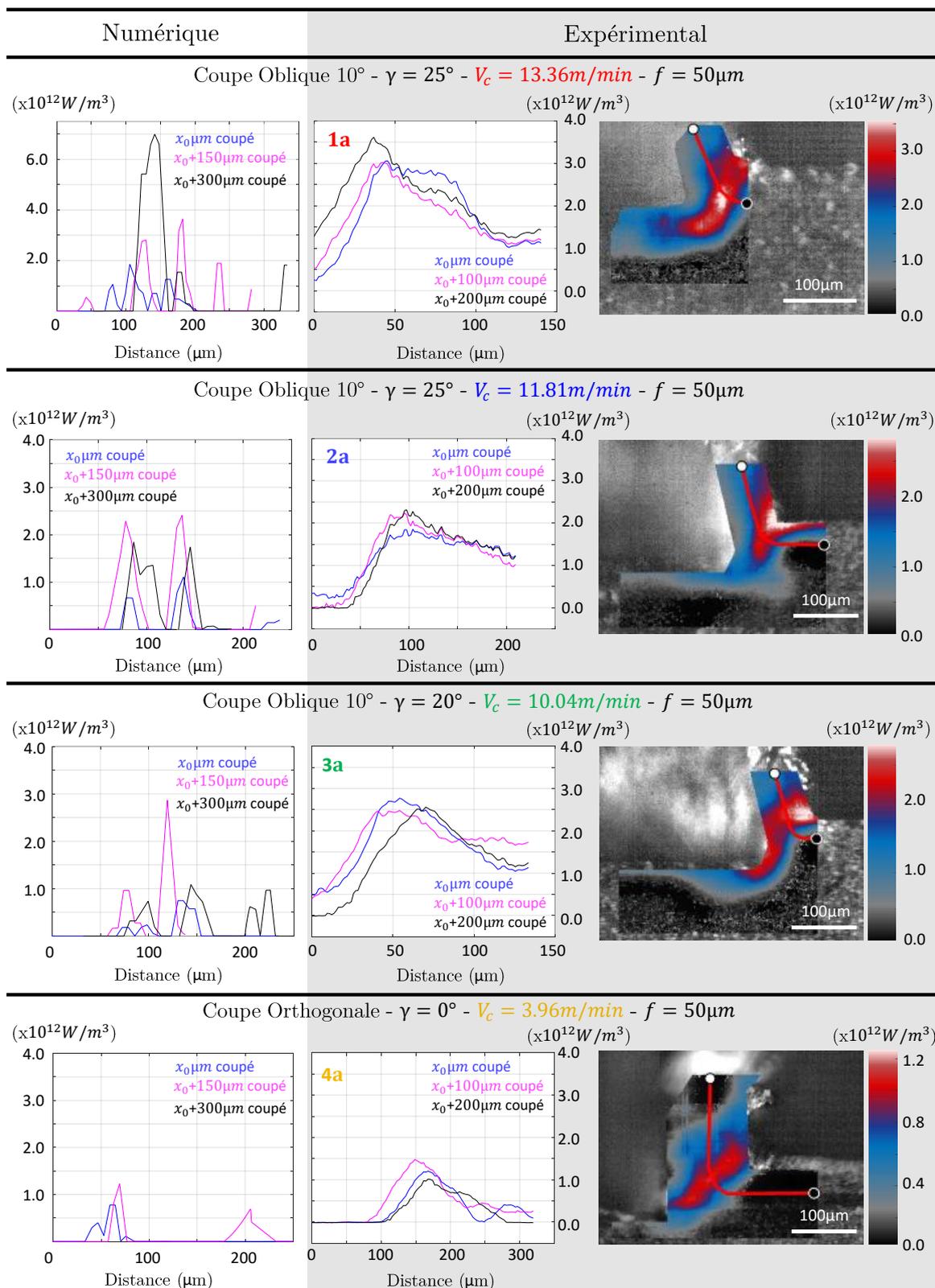


Figure 4.10 – Profils de puissance volumique obtenus expérimentalement et numériquement (gauche & centre) à différents instants - Champs de puissance volumique expérimentaux et trajectoires sur lesquelles sont relevés les profils expérimentaux (droite) - Tests 1a, 2a, 3a et 4a

La confrontation des profils numériques et expérimentaux illustrés par la figure 4.10 montre que, malgré une bonne estimation des ordres de grandeurs de la puissance calorifique volumique, les allures sont nettement différentes. Les puissances numériques s'avèrent en effet significatives sur des zones beaucoup plus faibles que ce qui est observé expérimentalement. Il n'est donc pas étonnant d'assister à une sous-estimation de la part du modèle des températures au niveau de la bande de cisaillement.

L'ensemble de ces résultats démontrent la forte dépendance du chargement thermomécanique local avec les conditions de coupe tels que l'angle de coupe, la vitesse de coupe, l'angle oblique horizontale ainsi que l'avance. Ce chargement thermomécanique induit dans la bande de cisaillement primaire, très dépendant de ces paramètres, s'avère être susceptible de générer des morphologies de copeaux très différentes.

Le choix du coefficient de Taylor-Quinney (voir chapitre 3) s'avère alors primordial. Cette étude avait été préalablement menée avec une évolution de ce coefficient présentant certainement des valeurs trop faibles. Le modèle n'était alors pas capable de traduire les mêmes morphologies de copeaux que celles observées expérimentalement [Bonnet+2021b]. Ici, l'évolution du coefficient de Taylor-Quinney sélectionnée a permis au modèle d'être désormais à même de prédire les bonnes morphologies de copeau pour ces conditions de coupe. Néanmoins, un choix pertinent de ce coefficient n'est clairement pas suffisant pour permettre une évaluation précise du chargement thermomécanique induit par la coupe.

### 4.1.3 Synthèse

En somme, le modèle (FEM) à l'échelle locale est capable de fournir les bons ordres de grandeurs en termes de déformations et de température au sein du copeau. D'autre part, les valeurs en puissance calorifique volumique et les évolutions des déformations au sein du copeau sont très similaires à celles relevées expérimentalement. Le chargement thermomécanique est suffisamment bien évalué pour que le modèle soit capable de retranscrire la présence ou non de festonnement du copeau : ce constat mène donc ici à la validation de la pertinence de la modélisation à cette échelle locale et ceci pour les deux avances étudiées  $f = 100\mu m$  et  $f = 50\mu m$  (bien que les résultats soient plus probants pour  $f = 100\mu m$ ).

Néanmoins, bien que le modèle estime les températures en coupe oblique de manière satisfaisante, c'est plus délicat en coupe orthogonale où le pic de dissipation demeure difficile à retranscrire numériquement. De plus, le modèle sous évalue les déformations et la température et minimise la zone affectée par des puissances calorifiques significatives.

Ces diverses analyses ont donc permis de mettre en évidence la difficulté dont relève la modélisation numérique de la coupe du Ti-6Al-4V, en particulier concernant le chargement thermomécanique local et sa dépendance aux conditions de coupe, y compris à l'angle de coupe oblique  $\lambda_s$ , favorisant le festonnement. D'autre part, la grande complexité des phénomènes à cette échelle renforce la nécessité d'une approche multi-échelle pour l'opération de perçage et de l'étude en particulier à cette échelle locale car la présence ou l'absence de festonnement conduit à modifier drastiquement le chargement thermomécanique vu par la matière (et donc par l'outil).

## 4.2 Échelle intermédiaire : perçage de tubes/pion

### 4.2.1 Confrontation essais-calculs : 1<sup>er</sup> tour

L'objectif de cette section est de présenter une confrontation essais-calculs des résultats à l'échelle intermédiaire autrement dit sur l'étude du perçage de tubes et d'un pion. Les données expérimentales sont donc obtenues au cours d'essais de perçage des tubes **T1**, **T2** et **T3** et du pion **P** pour diverses vitesses de coupe et avances (tests **1-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2**, **2-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2**, **3-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2** et **4-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2**). Ici, sont donc traitées les données de ces essais de perçage de tubes/pion ainsi que leur confrontation avec les modèles éléments finis de perçage de tubes correspondants présentés en chapitre 3. Étant donné la géométrie même de la zone de coupe représentée au sein des modèles éléments finis de perçage de tubes/pion (perçage d'un quart voire d'un huitième de pré-trou), seuls les résultats au premier tour de foret seront confrontés.

#### 4.2.1.1 Déformations équivalentes

Les déformations plastiques formées suite au passage de l'outil ont pu être évaluées expérimentalement sur les parois extérieures des différents tubes et du pion par corrélation d'images. Ces valeurs sont alors confrontées à celles obtenues numériquement par le biais des modélisations éléments finis de perçage de tubes/pion. La figure 4.11 illustre ainsi les profils de déformations plastiques équivalentes numériques (haut) et expérimentaux (bas) le long d'une ligne verticale sur les parois extérieures des tubes/pion suite à un premier passage de dent de l'outil pour différentes avances  $f$  par tour ( $0.1\text{mm/tr}$  à gauche et  $0.2\text{mm/tr}$  à droite) et la même vitesse de broche  $N = 450\text{tr/min}$ . Du point de vue de la coupe, il s'agit à cette échelle de s'intéresser à la zone de cisaillement tertiaire. Il est à noter que la mesure des déformations par DIC au plus proche de la surface générée est complexe au delà du premier tour compte tenu de la formation rapide de bavures, notamment pour le pion **P** pour l'avance la plus élevée.

En se penchant uniquement sur les résultats expérimentaux, les profils de déformations plastiques équivalentes affichent une décroissance relativement rapide en profondeur (entre  $50$  et  $200\mu\text{m}$ ) avec des amplitudes plus importantes pour les pièces percées de plus faibles dimensions (c'est à dire proches du centre du trou percé) et a contrario, plus faibles pour les pièces les plus larges (proches de la périphérie du trou). L'avance et le rayon d'acuité étant constants le long de l'arête du foret, ce résultat serait davantage dû à la modification de l'angle de coupe, de l'angle oblique horizontal et de la vitesse de coupe. Parmi ces trois facteurs d'influence, la littérature semble indiquer une influence prépondérante de l'angle de coupe devant l'oblicité et la vitesse [Baizeau+2015 ; Baizeau+2017 ; Harzallah2018]. La géométrie complexe du foret mène donc à une évolution importante du régime de coupe le long de son arête de coupe. Ce constat est d'autant plus vrai dans le cas d'une avance plus élevée de  $0.2\text{mm/tr}$  où la profondeur affectée par le pion **P** devient plus importante ( $> 200\mu\text{m}$ ) que pour les tubes ( $150\mu\text{m}$ ).

La confrontation essais-calculs met tout d'abord en évidence que les amplitudes au niveau de la surface obtenues numériquement<sup>2</sup> sont cohérentes par rapport à celles déterminées par corrélation d'images, notamment pour une avance plus faible. Pour une avance de  $0.1\text{mm/tr}$ , les résultats numériques rendent compte du changement de régime de coupe le long de l'arête de coupe du foret identifié expérimentalement : l'amplitude est maximale pour le pion **P** et diminue pour les tubes de diamètre plus important. Cependant, les résultats numériques pour une avance de  $0.2\text{mm/tr}$  ne vérifient pas ce changement de régime puisque les déformations prédites en surface sont sensiblement constantes sur les quatre segments de l'arête de coupe.

D'autre part, l'augmentation de l'avance joue un rôle négligeable sur l'amplitude des déformations étant donné que les valeurs de déformations plastiques équivalentes aux alentours directs

2. données numériques obtenues le long d'une génératrice verticale, là où le maillage est le plus raffiné.

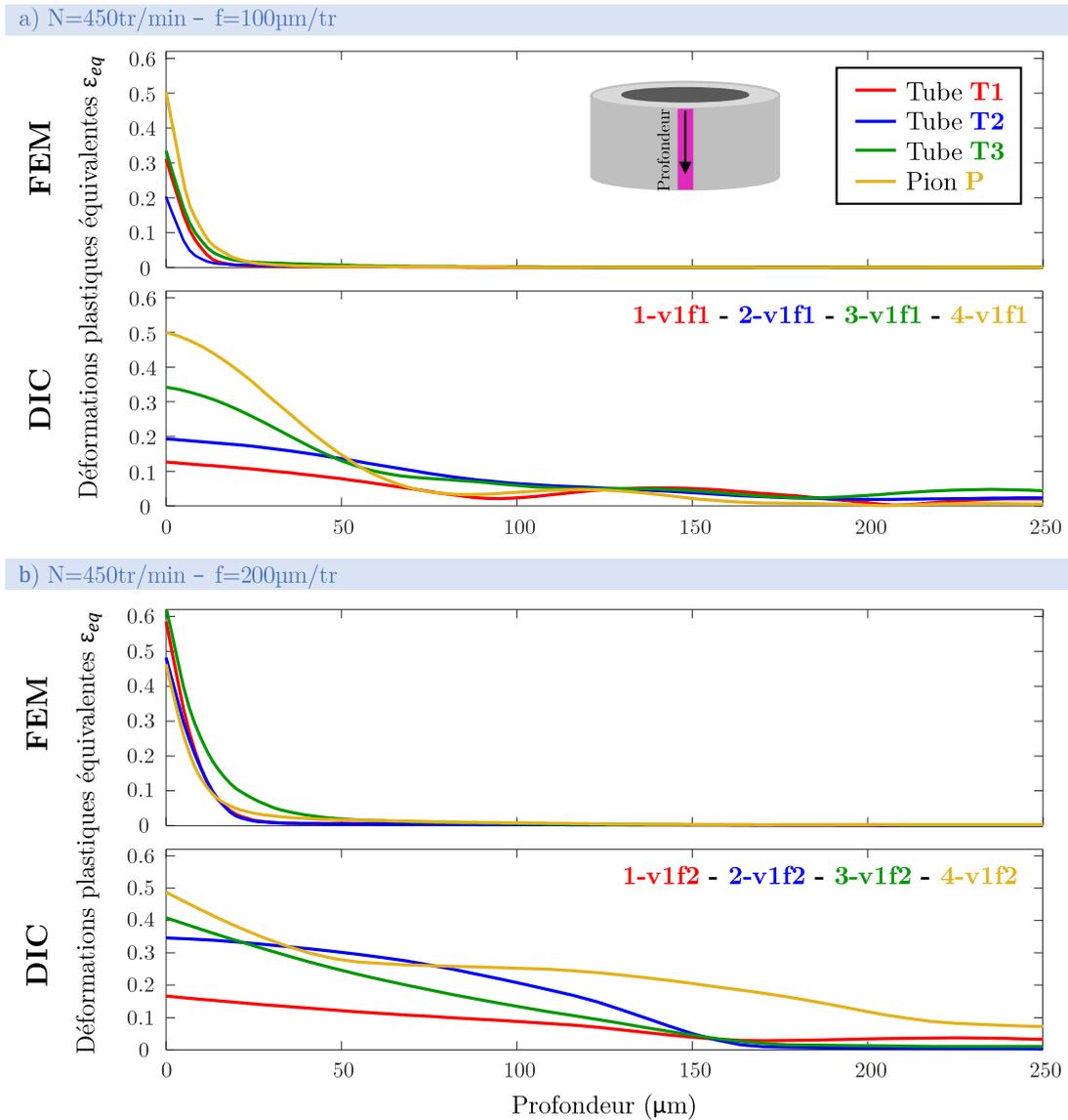


Figure 4.11 – Profils expérimentaux et numériques de déformations plastiques équivalentes obtenus après un tour de foret en perçage de tubes - Tests expérimentaux : 1-v1f1/v1f2, 2-v1f1/v1f2, 3-v1f1/v1f2 et 4-v1f1/v1f2

de la surface générée sont similaires à  $100$  et  $200\mu\text{m/tr}$  aussi bien expérimentalement que numériquement.

Néanmoins, la profondeur affectée semble sensible à ce paramètre de coupe puisque la profondeur plastifiée passe expérimentalement de  $50\mu\text{m}$  pour une avance de  $100\mu\text{m/tr}$  à  $150 - 200\mu\text{m}$  pour  $100\mu\text{m/tr}$  selon la position le long de l'arête de coupe. Numériquement, la profondeur affectée par la plasticité passe de  $20\mu\text{m}$  à  $25\mu\text{m}$  avec cette augmentation de l'avance.

Le modèle par éléments finis n'est donc pas capable de présenter les profondeurs affectées par la plasticité mesurées expérimentalement. Par rapport à ce constat, plusieurs hypothèses ont pu être soulevées :

- Une suppression abusive des éléments au voisinage direct de la pointe de l'outil constituerait une première cause potentielle. Cependant, puisque les éléments supprimés présentent des déformations plus importantes que ceux qui ne le sont pas, sous cette hypothèse, l'amplitude des déformations sous l'outil serait largement supérieure numériquement.

- Une autre cause probable serait la non considération de l'avance verticale de l'outil au sein des modélisations éléments finis. En effet, l'outil y est animé d'un mouvement de rotation mais pas de translation axiale. Comme nous le verrons ultérieurement (figure 4.20), ceci a pour effet de diminuer drastiquement la valeur de l'effort axial de l'outil  $F_z$  et conséquemment la nature de la déformation sous l'outil.

En définitive, cet aspect constitue un point d'amélioration notable de la modélisation numérique mais qui, nous le verrons dans la suite de cette étude à l'échelle intermédiaire, ne trouble pas la pertinence du modèle d'un point de vue thermique. Relevons finalement que la profondeur affectée expérimentalement la plus faible est de l'ordre de  $50\mu m$  : la caméra infrarouge utilisée (taille de pixel de  $47.958\mu m/pixel$ ) est donc capable de mesurer la température sur cette faible profondeur mais ne permet pas d'étudier dans le détail la génération de chaleur à cet endroit. Seule une étude locale (par exemple à l'aide du dispositif DEXTER) permettrait de collecter des informations in-situ pertinentes sur la plasticité en sous surface et donc sur l'intégrité de surface et les contraintes résiduelles.

#### 4.2.1.2 Température

Les champs de températures expérimentaux et numériques pour une vitesse de broche de 450tr/min et une avance de 0.1mm/tr sont représentés figure 4.12 et suggèrent que la majeure partie de la chaleur est générée dans la bande de cisaillement primaire et est ainsi évacuée majoritairement dans le copeau. Néanmoins, cette figure met aussi en évidence que la chaleur déposée sous l'outil et qui est amenée à diffuser dans la pièce est loin d'être négligeable. Cette observation s'applique à toutes les conditions de coupe testées et ceci dès le premier tour de l'outil.

Comme précédemment, l'émissivité du matériau (présentée par la figure 2.13 au chapitre 2) a été appliquée à l'ensemble de l'image thermique, y compris sur l'outil et le copeau dont la géométrie et la surface rendent l'évaluation de son émissivité très complexe et incertaine. Une confrontation judicieuse des résultats en température ne peut donc s'effectuer que sur la surface extérieure du tube percé et non pas sur l'outil, le copeau ou l'environnement.

Les résultats numériques montrent ici que le copeau généré est plus chaud dans le cas du perçage du pion **P** et du tube **T3** que dans le cas des tubes **T1** et **T2**, et cela, avec des niveaux de températures qui augmentent en se rapprochant du centre du trou. Cependant, l'émissivité du copeau étant largement inconnue d'après le précédent propos, toute confrontation avec l'expérience serait ici non-pertinente.

Néanmoins, les résultats tant expérimentaux que numériques semblent montrer une diffusion plus importante de la chaleur dans la pièce pour les petits diamètres (décroissante de **P** à **T1**). Il serait hâtif de conclure sur la base de cette indication, ainsi que sur la présence du copeau plus chaud vers le centre (observation numérique) qu'il y ait plus de chaleur générée en cette position sur l'arête de coupe. En effet, il est utile de rappeler que pour une longueur coupée identique, le temps de parcourt de l'outil est nettement plus long à mesure qu'on se rapproche du centre.

Ces résultats renforcent l'idée que la température affiche une forte dépendance avec de nombreux paramètres tels que le temps et donc les vitesses, les vitesses de déformations mais aussi la géométrie et les conditions aux limites. Ces multiples dépendances ainsi que son aspect régularisant rend toute confrontation essai-calcul en température extrêmement périlleuse. D'autre part, les limitations en termes de résolution spatiale des moyens de mesures expérimentaux de champs thermiques complexifient l'évaluation de la température maximale locale.

C'est pourquoi, afin de confronter les résultats thermiques du procédé aux premiers tours, une approche instantanée formulée en puissance a été privilégiée. En effet, une telle comparaison souffre moins des écueils dont pâtit une étude en température.

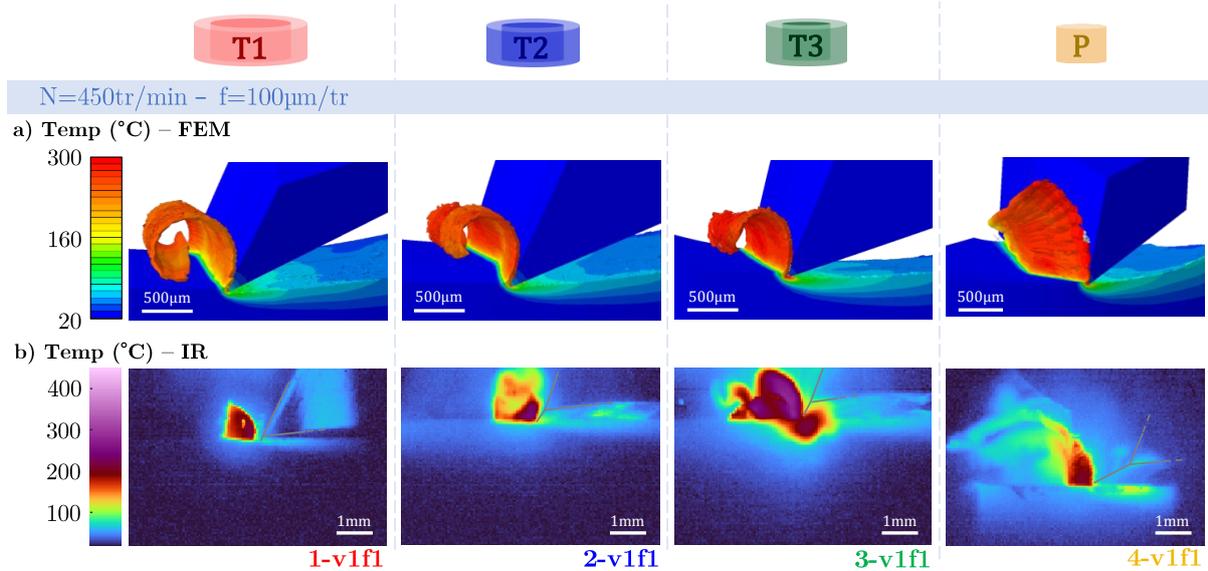


Figure 4.12 – Champs expérimentaux et numériques de température obtenus au cours du premier tour de foret en perçage de tubes - Tests expérimentaux : **1-v1f1**, **2-v1f1**, **3-v1f1** et **4-v1f1**

#### 4.2.1.3 Flux de chaleur & énergie déposée

La chaleur diffusant dans la pièce apparaît clairement non négligeable sur la figure 4.13a où les flux thermiques verticaux obtenus par le biais des modèles de perçage de tubes/pion sont représentés pour les trois tubes et le pion P pour une avance de  $100\mu\text{m}/\text{tr}$  et une vitesse de broche de  $450\text{tr}/\text{min}$  (tests numériques correspondants aux essais **1-v1f1**, **2-v1f1**, **3-v1f1** et **4-v1f1**). L'ordre de grandeur relevé pour ces quatre modèles est  $10^7\text{W}/\text{m}^2$ .

Afin de comparer plus aisément les flux de chaleur expérimentaux et numériques en pointe d'outil, ceux-ci ont été calculés en utilisant la loi de Fourier à partir des champs de températures expérimentaux et numériques présentés en section 4.2.1.2. Pour chacune des conditions de coupe et des échantillons, les valeurs du flux de chaleur moyens obtenues sur une zone de  $50\mu\text{m}$  de côté située sous l'arête de coupe sont ainsi illustrées par la figure 4.13b-c-d-e.

Le choix d'une zone de  $50\mu\text{m}$  de côté s'est imposé pour plusieurs raisons. Tout d'abord, il s'agit de la taille du pixel thermographique, il est donc impossible d'évaluer le flux expérimental sur une zone plus petite. D'autre part, cette zone qui correspond à 8 éléments en profondeur sur les modèles éléments finis est supérieure à la zone affectée par la plasticité sous l'outil (FEM) (voir figure 4.11). Ceci permet donc d'intégrer dans le flux moyen, à la fois la chaleur générée par plasticité en zone primaire diffusant sous l'outil mais aussi celle générée directement en zone tertiaire.

Tout d'abord, notons que les flux de chaleur expérimentaux sont estimés de façon satisfaisante par les modèles (FEM) de perçage de tubes et du pion pour toutes les conditions de coupe : des écarts entre 1.81%<sup>3</sup> et 31.75%<sup>4</sup> sont obtenus. Les écarts relevés peuvent être dus à l'exploitation expérimentale difficile au voisinage de l'outil du fait du passage du copeau devant l'objectif.

Intuitivement, il est légitime de s'attendre à une génération de chaleur au sein du pion **P** plus importante. En effet, il est communément établi qu'en perçage, proche du centre du trou, les faibles angles de coupe génèrent du frottement ainsi que des déformations plastiques induisant des températures plus importantes qu'en d'autres lieux de l'arête de coupe du foret. Cependant, les résultats obtenus semblent montrer l'inverse, et cela pour toutes les conditions de coupe. En

3. test **1-v1f1**

4. test **1-v1f2**

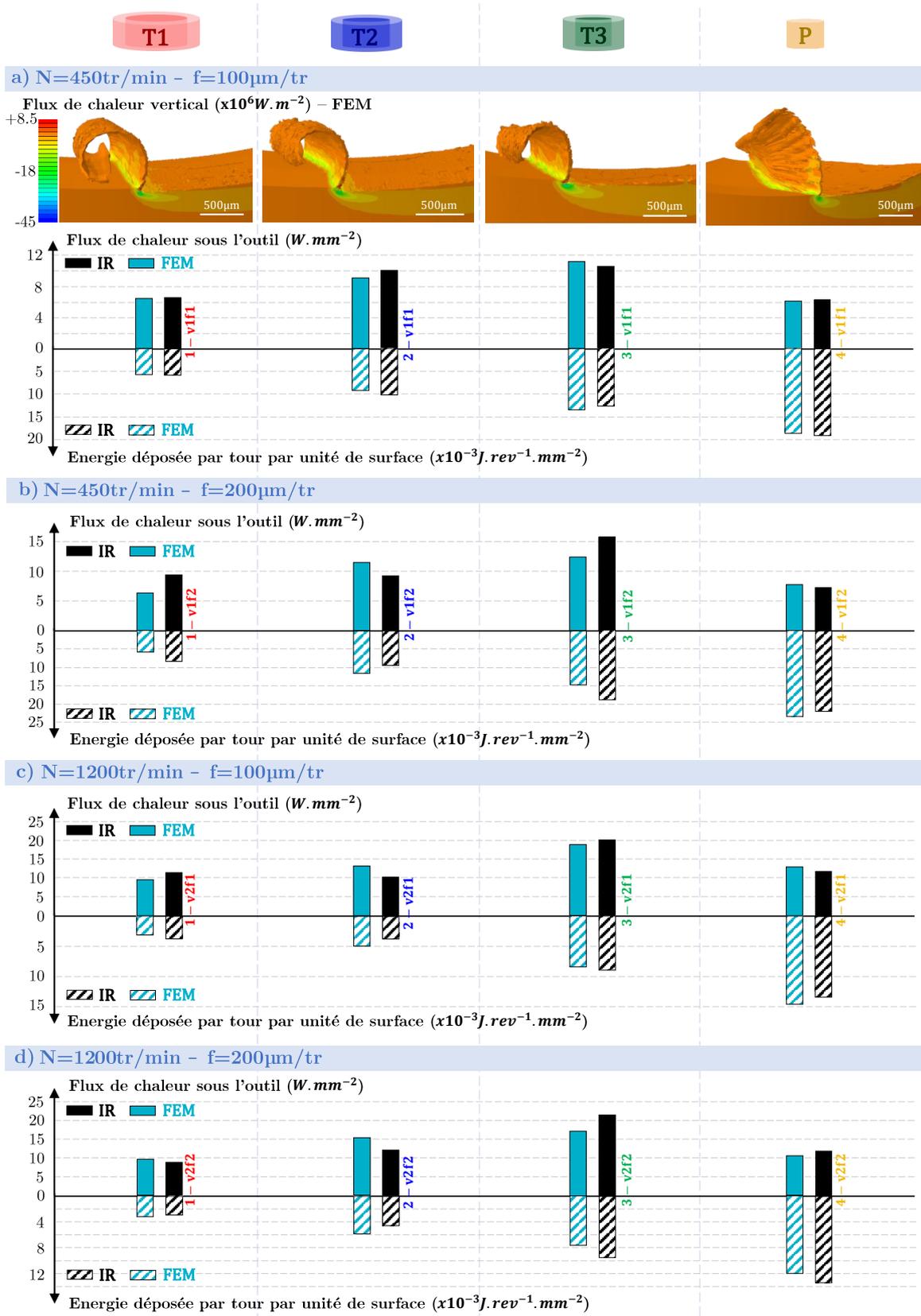


Figure 4.13 – Flux thermique vertical obtenu numériquement pour 450tr/min et 0.1mm/tr - Confrontation essais-calculs du flux de chaleur sous l'outil et de l'énergie déposée par unité de surface par tour au cours du premier tour de foret en perçage de tubes - Tests expérimentaux : 1-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2, 2-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2, 3-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2 et 4-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2

réalité, ces deux mêmes sources que constituent le frottement et les déformations plastiques (explicitées en chapitre 3 par les équations 3.12 et 3.13) sont toutes deux liées au premier ordre à des vitesses (vitesse de déformation plastique pour  $w'_{ch}$  et vitesse de glissement pour  $q_f$ ), ce qui permet d'expliquer la présence d'un flux plus faible au centre du foret. Ce résultat suppose alors qu'au centre du trou percé, l'influence de la faible vitesse de coupe est prédominante face à celle du faible angle de coupe. Réciproquement, la présence d'un flux plus faible lors du perçage du tube **T1** que des tubes **T2** ou **T3** (quelque soit les conditions de coupe) et ceci malgré des vitesses plus élevées, est le signe évident d'une coupe moins dissipative à cet endroit de l'arête de coupe.

En conclusion, il y a compétition le long de l'arête de coupe entre d'une part un angle de coupe qui augmente et tend à rendre la coupe moins dissipative et d'autre part une vitesse de coupe qui augmente elle aussi déclenchant un effet strictement inverse. La puissance thermique transmise à la pièce en différents lieux de l'arête de coupe résulte donc d'un compromis difficile à appréhender. Il est donc très complexe d'évaluer le diamètre sur lequel cette puissance thermique est théoriquement maximale.

À cette première conclusion, il faut aussi tenir compte de l'effet du temps de parcourt de l'outil. La représentation (sur la même figure 4.13) de l'énergie déposée par tour et par unité de surface pour chacun des échantillons et des conditions de coupe soulève ce genre de constat. Bien que le flux de chaleur généré en zone de coupe dans le cas du pion **P** est plus faible, l'énergie déposée est, quant à elle, supérieure à celle déposée dans le cas des tubes. La vitesse de coupe au niveau du pion est plus faible que pour le Tube **T3** par exemple (voir figure 4.13), cela implique donc que pour un temps donné, l'outil parcourt une distance angulaire moins importante au niveau du pion et que l'outil est en contact avec chaque élément de matière pour une durée plus importante. Ceci peut s'interpréter également depuis la figure 4.14 en comparant les aires sous les courbes (i.e les énergies). Ce constat est vérifié à toutes les conditions testées. Finalement, ces énergies sont également prédites de façon très convaincantes par les modèles éléments finis.

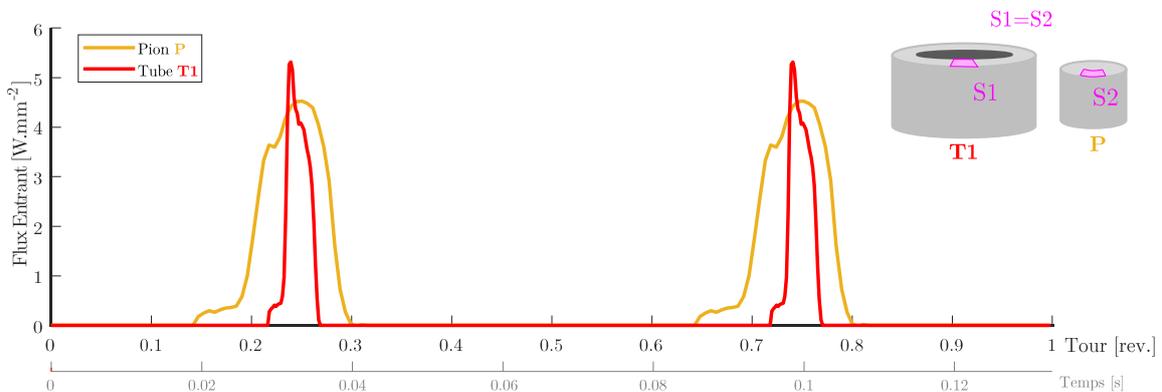


Figure 4.14 – Flux thermique entrant obtenu expérimentalement pour 450tr/min et 0.1mm/tr pour le tube **T1** et le pion **P** : 1-v1f1 et 4-v1f1

La confrontation essais-calculs des valeurs de flux de chaleur et d'énergie déposée a permis de vérifier la pertinence de l'application des lois de comportement, d'endommagement et de frottement pour l'évaluation du flux de chaleur généré au premier tour de foret. D'autre part, ces résultats valident l'implémentation de ce flux en tant que terme d'entrée, source de chaleur au sein des modèles thermiques étendus par différences finies explicités en chapitre 3 et dont les résultats seront présentés en section 4.2.2 ci-après.

L'intérêt de ces modèles étendus est d'accéder à des informations jusqu'à présent inaccessibles avec les modèles éléments finis actuels, à savoir la température sur la surface extérieure des

échantillons au delà du premier tour, voire après un nombre conséquent de tours de foret. La mise en évidence de la diffusion de chaleur dans la pièce pose effectivement les interrogations suivantes : dans quelle mesure la chaleur déposée dans la matière au tour  $n$  va-t-elle être évacuée par le copeau du tour  $n + 1$  ? Cette diffusion de la chaleur dans la pièce va-t-elle conduire à une accumulation de la chaleur (significative ou non) au fur et à mesure que le foret progresse dans la matière ?

Les modèles par différences finies ainsi que la confrontation essais-calculs de la section suivante visent donc à comprendre les phénomènes thermiques qui ont lieu lors du perçage et à répondre à ces différentes interrogations.

## 4.2.2 Confrontation essais-calculs : après $n$ tours

Comme évoqué précédemment, cette section présente une confrontation à l'échelle intermédiaire des résultats en température après  $n$  tours de foret obtenus via les essais de perçage sur tubes/pion et le modèle thermique étendu par différences finies (FDM). La pertinence du flux de chaleur apporté par le passage de l'outil au premier tour de la modélisation (FEM) a été validée par confrontation avec les données d'essais au premier tour de perçage de tubes. Ainsi, cette source de chaleur a pu être utilisée en tant que terme d'entrée au sein du modèle purement thermique (FDM) (voir chapitre 3). L'intérêt majeur de ce dernier est qu'il permet de s'abstenir du développement d'un modèle éléments finis lourd du perçage sur plusieurs tours du Ti-6Al-4V. La confrontation essais-calculs, elle, ne s'effectue donc que d'un point de vue thermique, au bout d'un certain nombre de tours et entre les données expérimentales (même essais qu'en section 4.2.1) et les résultats numériques issus des modèles (FDM) de perçage de tubes/pion.

### 4.2.2.1 Évaluation de l'accumulation de chaleur

Afin de vérifier la pertinence des résultats en température du modèle (FEM+FDM), les profils de température numériques et expérimentaux ont été confrontés du premier au cinquième tour de foret (donc dix passages de lèvres). Ces profils ont été obtenus sur une ligne verticale sur la paroi extérieure de chaque tube/pion au moment du passage de l'outil et sont représentés figure 4.15 pour une avance de  $0.1\text{mm/tr}$  et une vitesse de broche de  $450\text{tr/min}$ . Il en ressort que les courbes obtenues présentent des allures très similaires ce qui suppose une implémentation robuste et pertinente de la conductivité thermique et des conditions aux limites. De plus, les aires sous les courbes qui sont proportionnelles à l'énergie diffusant dans l'échantillon présentent également de bonnes concordances. Ces résultats semblent donc démontrer les bonnes performances du modèle (FEM+FDM) à l'échelle intermédiaire sur les cinq premiers tours de foret.

Néanmoins, des divergences surviennent concernant les températures locales maximales (au plus proche de l'outil) relevées numériquement et expérimentalement. En effet, une nette surestimation de la température est observée par le modèle aux alentours directs de l'outil. En réalité, ce résultat peut être la conséquence de la différence de résolution spatiale entre le modèle numérique (élément du maillage de l'ordre de  $6.25\mu\text{m} \times 6.25\mu\text{m}$ ) et les champs expérimentaux (taille de pixel de la caméra infrarouge autour de  $47.9^2\mu\text{m}^2$ ). Globalement, ces différences peuvent conduire à une moyenne excessive de la température et donc à une sous-estimation des températures expérimentales mesurées.

D'autre part, il semble véritablement très complexe d'obtenir la température maximale locale expérimentalement avec ce type d'essais. Ce type d'essai n'est manifestement pas approprié pour évaluer ce pic local de température et renforce la remarque précédente soulignant l'extrême difficulté dont relève une confrontation en température. Cependant, l'intérêt majeur ici est autre. En effet, l'allure très similaires des courbes numériques et expérimentales ainsi que les résultats satisfaisants d'un point de vue énergétique démontrent la pertinence de la donnée d'entrée évaluée à partir du modèle éléments finis ainsi que du modèle (FEM+FDM).

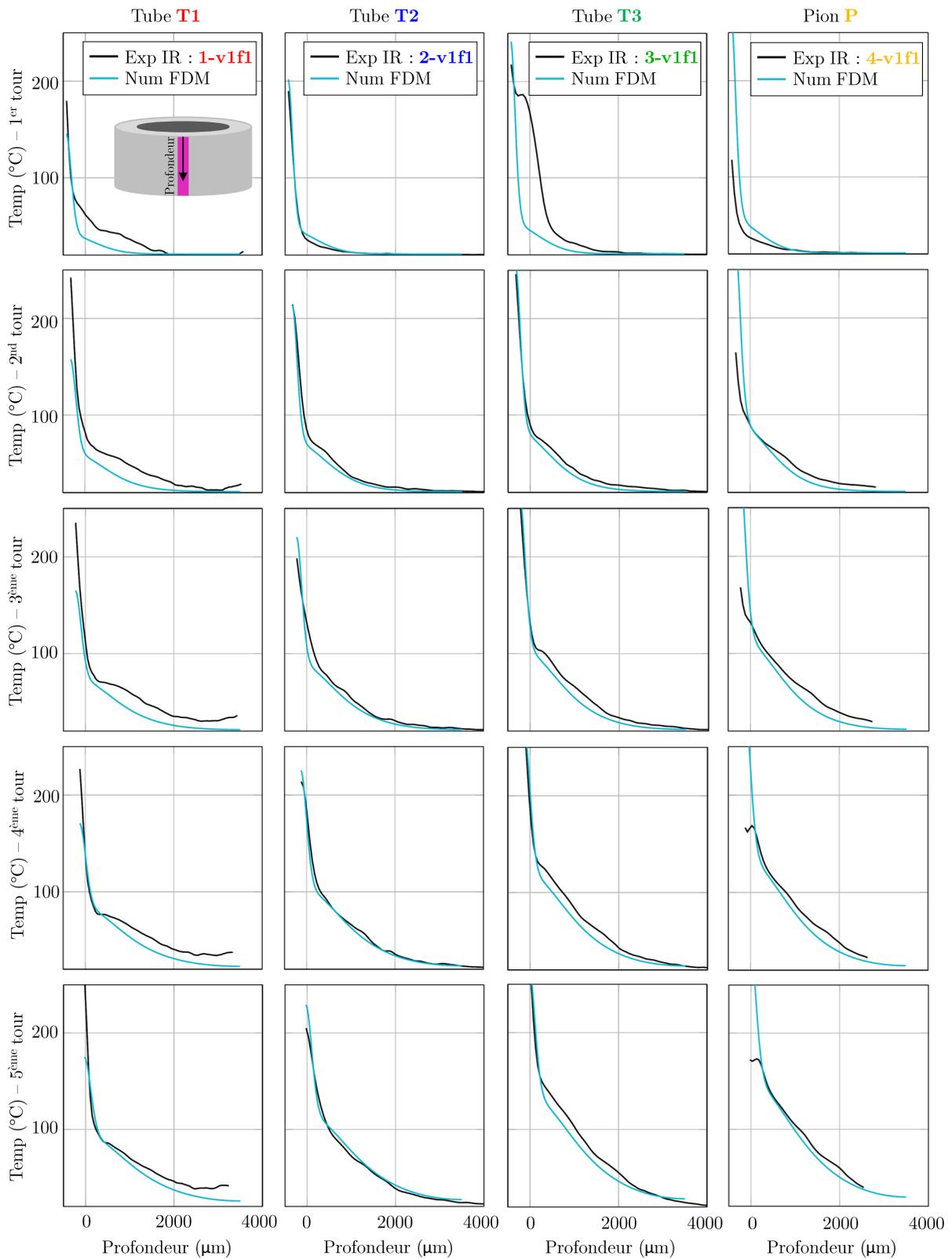


Figure 4.15 – Profils expérimentaux et numériques de température obtenus sur une génératrice verticale sur la paroi extérieure du tube percé - Tests expérimentaux : 1-v1f1, 2-v1f1, 3-v1f1 et 4-v1f12

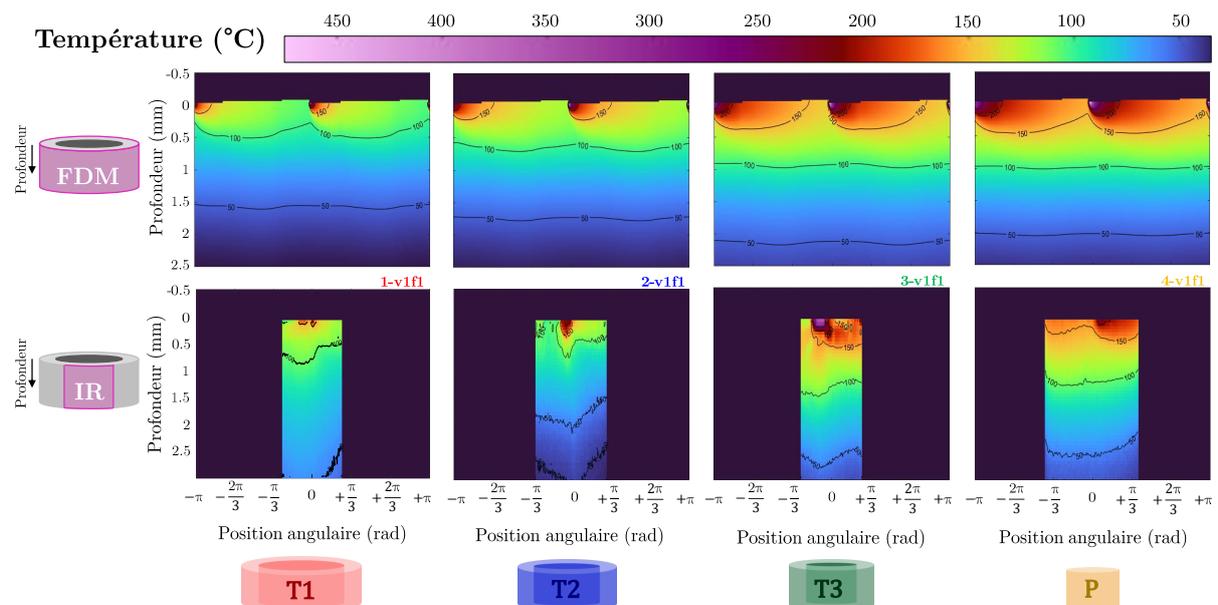


Figure 4.16 – Confrontation des champs expérimentaux et numériques de température obtenus sur la paroi extérieure du tube percé - Tests expérimentaux : 1-v1f1, 2-v1f1, 3-v1f1 et 4-v1f12

Finalement, l'hypothèse d'une potentielle accumulation de chaleur est confirmée. Il s'avère qu'une lecture verticale sur cette même figure 4.15 révèle effectivement une augmentation non négligeable de la température sur la surface extérieure de la pièce dès les cinq premiers tours (soit seulement 0.5mm de longueur percée pour les conditions de coupes présentées sur la figure 4.15). Ainsi, bien que la part majoritaire de la chaleur déposée au  $n^{\text{ième}}$  passage de dent est évacuée dans le copeau au  $n + 1^{\text{ième}}$  passage de dent, la part de chaleur demeurant dans la pièce à ce  $n + 1^{\text{ième}}$  passage est suffisante pour conduire à une accumulation significative de la température de la pièce percée. L'augmentation de l'aire sous les courbes (proportionnelle à une énergie thermique) traduit également cet effet.

Cette observation est également illustrée de manière plus évidente sur la figure 4.16. Cette dernière représente les champs de température obtenus numériquement (FEM+FDM) et expérimentalement (caméra infrarouge) sur la surface extérieure des différents tubes/pion au cinquième tour de foret. Il est à noter que le tube et la caméra infrarouge étant fixes, les champs de température expérimentaux ne sont pas accessibles sur l'ensemble de la circonférence des échantillons et sont donc représentés uniquement sur les zones où l'observation a été possible. Il vient que l'accumulation de chaleur est prépondérante pour les échantillons de plus petites dimensions (pion P et tube T3) que pour ceux de plus grandes dimensions (tubes T1 et T2). Ainsi, comme le suggéraient les valeurs d'énergie déposée par tour et par unité de surface au premier tour à la section 4.2.1.3, l'accumulation de chaleur est plus importante au centre du trou percé qu'en périphérie, du moins pour ces conditions de coupe :  $N = 450tr/min$  et  $f = 100\mu m/tr$ .

Il est à noter que cette accumulation de chaleur serait susceptible d'être davantage marquée dans le cas d'une opération de perçage pleine matière, puisque les conditions aux limites inhérentes à des géométries de tubes sont fortement favorables à une stabilisation thermique « rapide » du domaine d'étude.

Il devient alors légitime de s'intéresser à l'influence des conditions de coupe employées (vitesse de coupe et avance) sur cette accumulation de chaleur. En effet, des vitesses plus élevées pourraient générer une chaleur plus importante au passage de l'outil. Néanmoins, cette chaleur pourrait être également davantage (avance) et plus rapidement (vitesse de coupe) évacuée dans le copeau avant même qu'elle ne conduise significativement dans la pièce percée. Afin de rendre compte

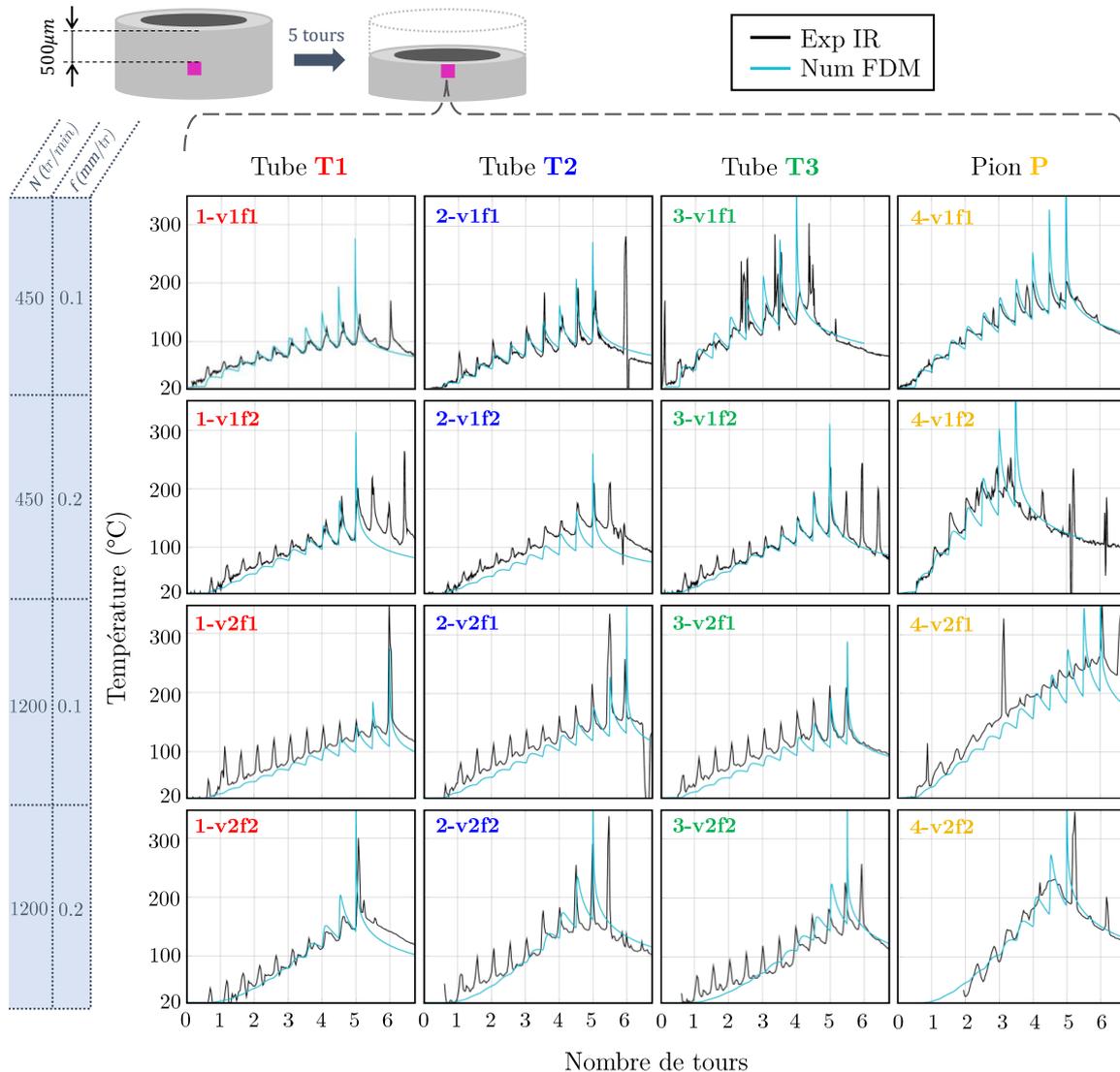


Figure 4.17 – Confrontation essais-calculs de la température obtenue sur une zone fixe située au niveau de la surface générée en fin de perçage) - Tests expérimentaux : **1-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2**, **2-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2**, **3-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2** et **4-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2**

d'une éventuelle influence des conditions de coupe, la température d'une zone fixe sur la paroi extérieure de l'échantillon a été relevée pour les différents échantillons et pour diverses vitesses de broche et avances. Ces relevés ont été effectués en majorité sur les cinq premiers tours et la zone d'intérêt, faisant 50µm de côté, a été choisie fixe, de manière à se situer au niveau de la surface usinée en fin de perçage. Ces résultats sont visibles sur la figure 4.17.

Tout d'abord, cette figure rend compte ici aussi, de la bonne concordance des résultats numériques (FEM+FDM) avec les courbes expérimentales et cela pour tous les couples vitesse de broche / avance et tous les échantillons (hormis quelques sous estimations notamment pour le test **4-v2f1** sur le pion **P**). Cependant, les pics de température semblent soit surestimés soit sous-estimés numériquement. Ces écarts, et plus particulièrement les pics surestimés par le modèle, peuvent se justifier là aussi par la différence en terme de résolution spatiale entre la taille des éléments du modèle et la taille du pixel de la caméra infrarouge. D'autre part, les pics de température sous-estimés numériquement peuvent, quant à eux, être dû au passage du copeau (devant la caméra)

accompagnant régulièrement le passage de l'outil ; copeau très réfléchif, dont la température de luminance mesurée est généralement saturée.

Enfin, la figure 4.17 met en évidence la robustesse du modèle pour les divers couples vitesse de broche / avance et pour les différents échantillons. En outre, malgré une diminution de l'incrément en température entre chaque passage de dent, l'accumulation de chaleur dans la pièce percée apparaît très nettement. Remarquons que les travaux précédents avaient mené à ce constat (voir [Bonnet+2021a]) pour  $N = 450\text{tr}/\text{min}$  et  $f = 0.1\text{mm}/\text{tr}$  et que ces derniers résultats ont permis d'étendre la conclusion à d'autres conditions de coupe. Dans le « moins pire des cas », à savoir pour une vitesse de broche de  $450\text{tr}/\text{min}$  et une avance de  $0.1\text{mm}/\text{tr}$  pour le tube **T1**, la température de la zone d'intérêt augmente de  $80^\circ\text{C}$  seulement après 5 tours de foret. Dans le cas le plus critique, autrement dit le pion **P** à  $450\text{tr}/\text{min}$  et  $0.2\text{mm}/\text{tr}$ , cette augmentation atteint plus de  $170^\circ\text{C}$  après 3.5 tours. Globalement, l'accumulation de chaleur est toujours la plus importante pour la zone proche du centre du trou percé et plus faible en périphérie de l'outil. Enfin, l'effet des conditions de coupe n'est manifeste que sur le pion **P** et plus léger sur les tubes. Même s'il semblerait d'après la figure 4.17 qu'augmenter l'avance et la vitesse de broche favorise l'accumulation de chaleur, il est à souligner que la longueur percée est de 0.5 ou 1mm selon si l'avance est de 0.1 ou 0.2mm/tr après cinq tours de foret. Les températures ne sont manifestement pas multipliées par deux en passant de 0.1 à 0.2mm/tr d'avance et il n'est donc pas si évident de conclure ici sur l'impact des conditions de coupe sur l'accumulation de chaleur.

#### 4.2.2.2 Prédictions numériques

La robustesse du modèle numérique (FEM+FDM) étant validée pour diverses conditions de coupe et différents échantillons, il est désormais possible d'utiliser ce modèle tel un outil pour appréhender davantage les phénomènes thermiques en perçage.

Ainsi, la modélisation (FDM) alimentée par le terme source de chaleur adéquat issu des modèles numériques (FEM) a permis de calculer la température sur la surface extérieure des tubes/pion jusqu'à 2mm percés pour les divers couples vitesse de broche / avance étudiés ici. La valeur de cette température sur une zone mobile de  $50\mu\text{m}$  de côté située à une distance constante de 1mm sous l'outil est illustrée dans les différents cas d'étude sur la figure 4.18.

L'accumulation de chaleur semble bien plus manifeste sur cette figure, où, après 2mm percés (ce qui correspond à 20 tours de foret pour les plus faibles vitesses), aucune stabilisation de la température de la pièce ne semble survenir. Par exemple, la température 1mm sous l'outil augmente de près de  $180^\circ\text{C}$  au centre (pion **P**) au bout de 20 tours de foret (à  $450\text{tr}/\text{min}$  et  $0.1\text{mm}/\text{tr}$ ) et ne semble pas atteindre un régime établi.

Les résultats précédents rendent compte que la quantité de chaleur diffusant dans la pièce percée varie selon les différents tubes et pion et selon les conditions de coupe. Cette dernière figure 4.18 permet d'identifier deux portions distinctes de l'arête de coupe où les phénomènes thermiques liés à la coupe diffèrent :

**Zone  $\alpha$**  : cette première zone correspond aux alentours du centre du trou percé soit pour un rayon  $R \in [0; 0.65R_{max}]$  donc au pion **P** et au Tube **T3** ( $450\text{tr}/\text{min} - 0.1\text{mm}/\text{tr}$ ) voire uniquement à **P** ( $450\text{tr}/\text{min} - 0.2\text{mm}/\text{tr}$  et  $1200\text{tr}/\text{min} - 0.1\text{mm}/\text{tr}$ ).

**Zone  $\beta$**  : la seconde zone désigne le volume décrit par la périphérie du trou percé ( $R \in [0.65R_{max}; R_{max}]$ ) et donc les tubes **T1** et **T2** ( $450\text{tr}/\text{min} - 0.1\text{mm}/\text{tr}$ ) voire **T1**, **T2** et **T3** ( $450\text{tr}/\text{min} - 0.2\text{mm}/\text{tr}$  et  $1200\text{tr}/\text{min} - 0.1\text{mm}/\text{tr}$ ).

L'échauffement au sein de la zone  $\alpha$  est bien plus important que pour la zone  $\beta$ . Comme évoqué précédemment, concernant le pion **P**, la puissance calorifique apportée par le passage de l'outil est certes plus faible que pour les autres échantillons, mais elle est appliquée sur une surface moins

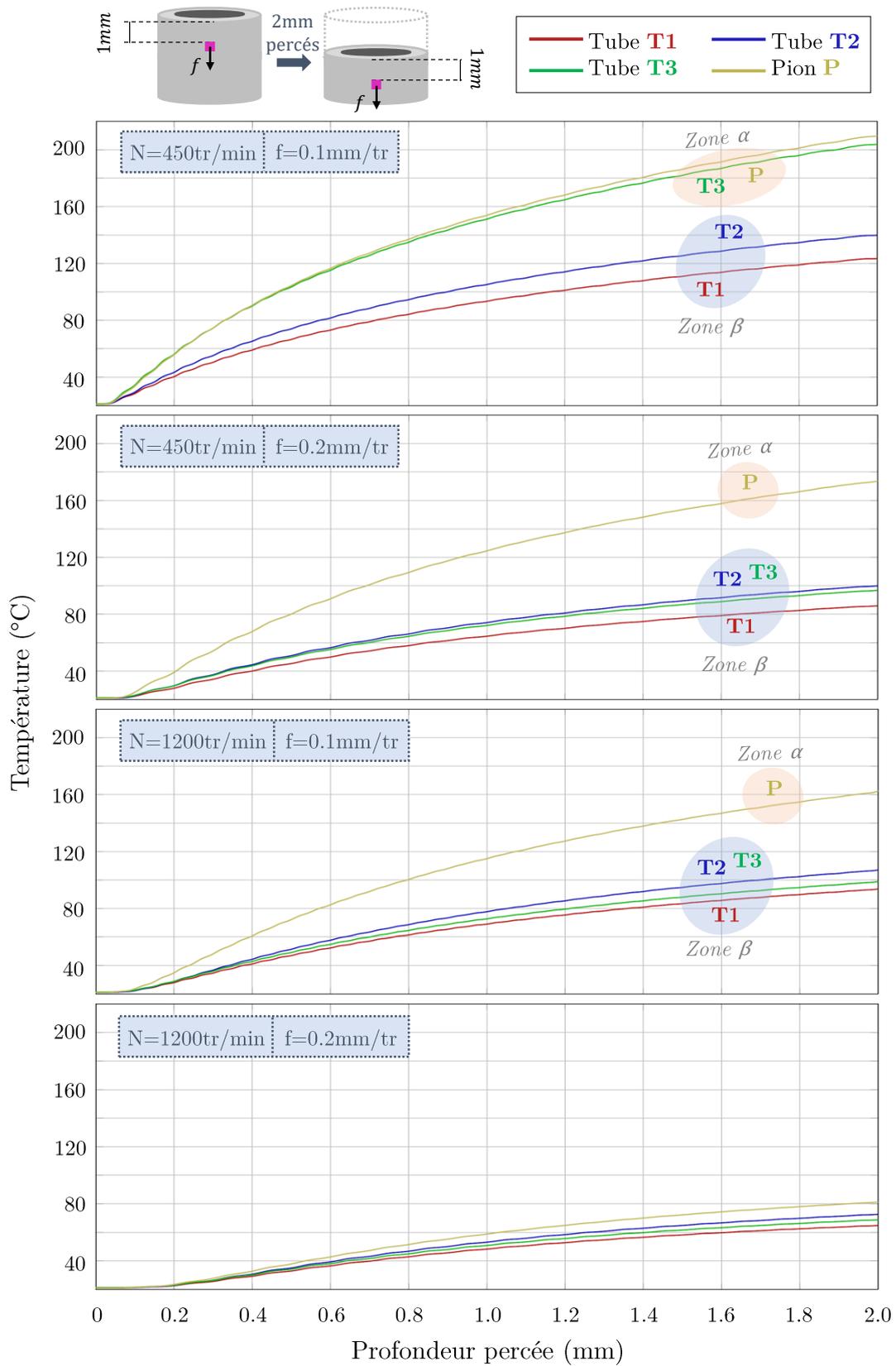


Figure 4.18 – Température estimée numériquement sur une zone mobile située sur la paroi extérieure, 1mm sous l'outil

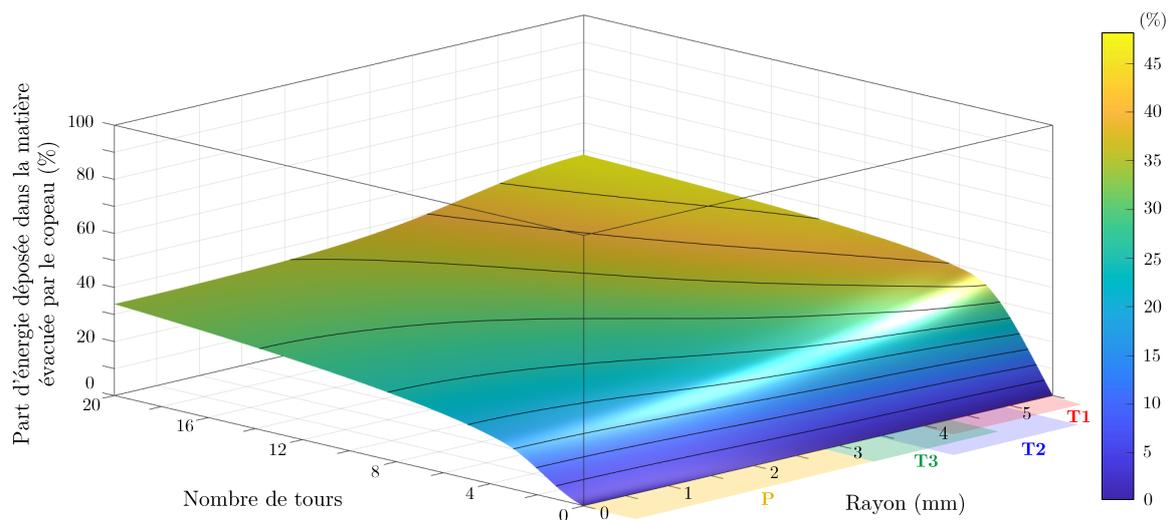


Figure 4.19 – Prédiction numérique pour une vitesse de broche de 450tr/min et une avance de 0.1mm/tr - évolution de la part d'énergie déposée dans la matière finalement évacuée dans le copeau en fonction du nombre de tour et selon la position le long de l'arête de coupe du foret

importante et conduit à une énergie déposée par tour et par unité de surface plus élevée (vitesse de coupe plus faible, donc surface parcourue par l'outil plus faible en un temps donné). En outre, la température augmente également davantage au niveau du Tube **T3** que pour les autres tubes **T1** et **T2**. En effet, deux phénomènes se conjuguent. La puissance calorifique apportée est plus importante que pour les autres tubes **T1** et **T2** et de plus, la surface d'application est plus faible que pour ces autres échantillons. Ainsi la zone constituée par le Tube **T3** semble être le point de bascule entre les zones  $\alpha$  à la zone  $\beta$  selon les conditions de coupe. Il est intéressant de remarquer que cette zone a déjà été identifiée comme la zone de transition entre une coupe festonnée et une coupe périodique/continue (voir section 4.1.1).

La distinction entre ces deux zones  $\alpha$  et  $\beta$  tend à s'estomper avec l'augmentation de la vitesse de broche et de l'avance comme le montre les courbes pour 1200tr/min et 0.2mm/tr. Il semble de plus qu'augmenter les vitesses diminue la température atteinte par la pièce percée (après 2mm percés) et permettrait donc de limiter l'échauffement de la matière (ce qui n'est pas forcément un résultat très intuitif).

Ces observations ne pourront être que plus marquées dans le cas d'une opération de perçage pleine matière puisque les tubes et le pion présentent des surfaces libres susceptibles de limiter l'accumulation de chaleur. Cependant, l'étude des conditions aux limites au sein des modèles éléments finis a montré que le rôle des fuites par convection/radiation par ces surfaces libres est négligeable devant celui des sources de chaleur générées par la coupe de perçages de faible profondeur comme ceux présentés ici.

Ces deux vitesses d'échauffement pourraient être le fruit de valeurs d'énergies déposées différentes le long de l'arête de coupe mais aussi d'une évacuation de la chaleur par le copeau qui varie radialement. Dans un premier temps, le modèle (FEM+FDM) a donc été utilisé afin de quantifier cette proportion de chaleur en différents lieux de l'arête de coupe du foret pour une vitesse de broche de 450tr/min et une avance de 0.1mm/tr. Ainsi, la figure 4.19 permet de visualiser la part de chaleur déposée dans la pièce finalement éjectée par le copeau selon l'échantillon concerné (et donc selon la position sur l'arête de coupe) ainsi que l'évolution de cette part de chaleur jusqu'à 2mm percés de foret.

Ces résultats permettent d'estimer qu'après 2mm percés, 34% à 46% de la chaleur déposée dans la pièce est finalement évacuée par le copeau. Il est à noter que cette part de chaleur ne tient pas compte de la chaleur générée par plasticité dans la bande de cisaillement primaire et qui est immédiatement évacuée par le copeau (générée au tour  $n$  et évacuée au tour  $n$ ). Cette proportion de chaleur évacuée par le copeau s'avère alors plus élevée pour les échantillons de plus grandes dimensions : plus on s'éloigne du centre du trou percé, plus l'évacuation de la chaleur est performante. Ce résultat est cohérent avec l'identification de deux zones à régimes d'échauffement distincts : le front de chaleur est plus rapide au centre (gradient plus élevé) et une part moins importante de cette chaleur est évacuée. L'énergie déposée par unité de surface et par tour semble jouer un rôle majeur concernant cette différence d'évacuation de chaleur le long de l'arête de coupe. Ces deux observations mènent toutes deux à la conjecture d'un échauffement de la matière plus rapide au centre du trou percé et donc un front de chaleur qui diffuse plus rapidement dans la matière. D'autre part, étant donné les surfaces libres plus conséquentes dans le cas des échantillons de plus grandes dimensions (favorisant donc les fuites thermiques), ce résultat n'est pas surprenant (une unique surface libre pour le pion). Cette dernière remarque rappelle également que ces constats concernent une opération de perçage de tubes et de pion avec une zone de coupe dégagée. Un essai de perçage pleine matière dont la zone de coupe est confinée susciterait un échauffement plus rapide de la pièce qui sera étudié en section 4.4.1.

Plus le foret progresse, plus la pièce s'échauffe et en conséquence le phénomène de conduction s'accroît (loi de Fourier). Il apparaît donc logiquement que la part de chaleur évacuée par l'outil se stabilise avec le nombre de tours. Dans ces conditions particulières de perçage de tubes/pion et pour une avance de 0.1mm/tr et une vitesse de broche de 450tr/min, (figure 4.18) si la part de chaleur évacuée semble se stabiliser, la température, elle, n'atteint pas son régime permanent après 2mm percés (donc 20 tours pour 450tr/min et 0.1mm/tr). Sous ces conditions, une diminution de la température de la pièce s'avère alors inenvisageable et sa stabilisation n'est possible que sous l'action des conditions aux limites<sup>5</sup>. Autrement dit, la chaleur pénètre plus rapidement dans la pièce qu'elle n'est évacuée dans le copeau. Ce constat est d'autant plus vrai qu'à chaque passage de l'outil, de la chaleur est à nouveau générée par frottement et par plasticité et qu'au cours du perçage, l'outil va chauffer et apporter également de la chaleur par conduction/radiation, phénomène non pris en compte ici.

### 4.2.3 Synthèse

En résumé, les modèles éléments finis de perçage de tubes/pion sont capables de fournir les bonnes amplitudes en termes de déformations au niveau de la surface générée et les bonnes valeurs de flux de chaleur et d'énergie déposée sous l'outil. D'autre part, les modèles par différences finies de perçages de tubes/pion ont permis d'estimer correctement la température après plusieurs tours de foret à partir de ces valeurs de flux de chaleur (issues des calculs éléments finis) validées par l'expérimental. Ceci a alors motivé des recherches numériques plus poussées pour évaluer la part de chaleur évacuée par le copeau avec le nombre de tour et selon la position sur l'arête de coupe du foret.

Malgré des profondeurs affectées par la plasticité largement sous estimées, la modélisation à l'échelle intermédiaire est capable de fournir un chargement thermomécanique au voisinage direct de l'arête de coupe qui est cohérent avec l'expérimental, ce qui vient confirmer la pertinence de l'étude à cette échelle.

La stabilisation de la proportion de chaleur évacuée par le copeau mise en évidence dans cette section amène à penser qu'une part de la chaleur va diffuser radialement. Le modèle représente bien ce phénomène et permettra d'étudier l'impact sur la paroi du trou percé (section 4.4) .

5. Rappelons que la géométrie de tube est particulièrement favorable à la stabilisation de la température.

### 4.3 Validation des changements d'échelle

Les analyses menées aux sections 4.1 et 4.2 ont permis d'appréhender la robustesse de la modélisation aux échelles les plus fines dites locale (coupe orthogonale/oblique) et intermédiaire (perçage de tubes/pion). Comme explicité au chapitre 2, pour que la modélisation soit réellement multi-échelle, il ne suffit cependant pas de considérer les phénomènes à chaque échelle. Il est nécessaire de valider la pertinence des hypothèses formuler pour établir les changements d'échelles : entre les échelles locale et intermédiaire ainsi qu'entre les échelles intermédiaire et macroscopique. Ces validations se font dans la mesure du possible d'un point de vue expérimental en termes d'efforts/couples, morphologie de copeaux et flux de chaleur induit par le passage de l'outil.

#### 4.3.1 Passage entre les échelles locale et intermédiaire : coupe orthogonale & oblique - perçage de tubes/pion

Rappelons que les conditions de coupe des essais de coupe orthogonale et oblique ont été choisies de manière à simuler les mécanismes locaux d'une opération de perçage avec une vitesse de broche de 450tr/min (et une avance de 0.1 ou 0.2mm/tr). Les essais de coupe **1a-b**, **2a-b**, **3a-b** et **4a-b** et de perçage de tubes/pion **1-v1f1/v1f2**, **2-v1f1/v1f2**, **3-v1f1/v1f2** et **4-v1f1/v1f2** sont concernés.

##### 4.3.1.1 Efforts

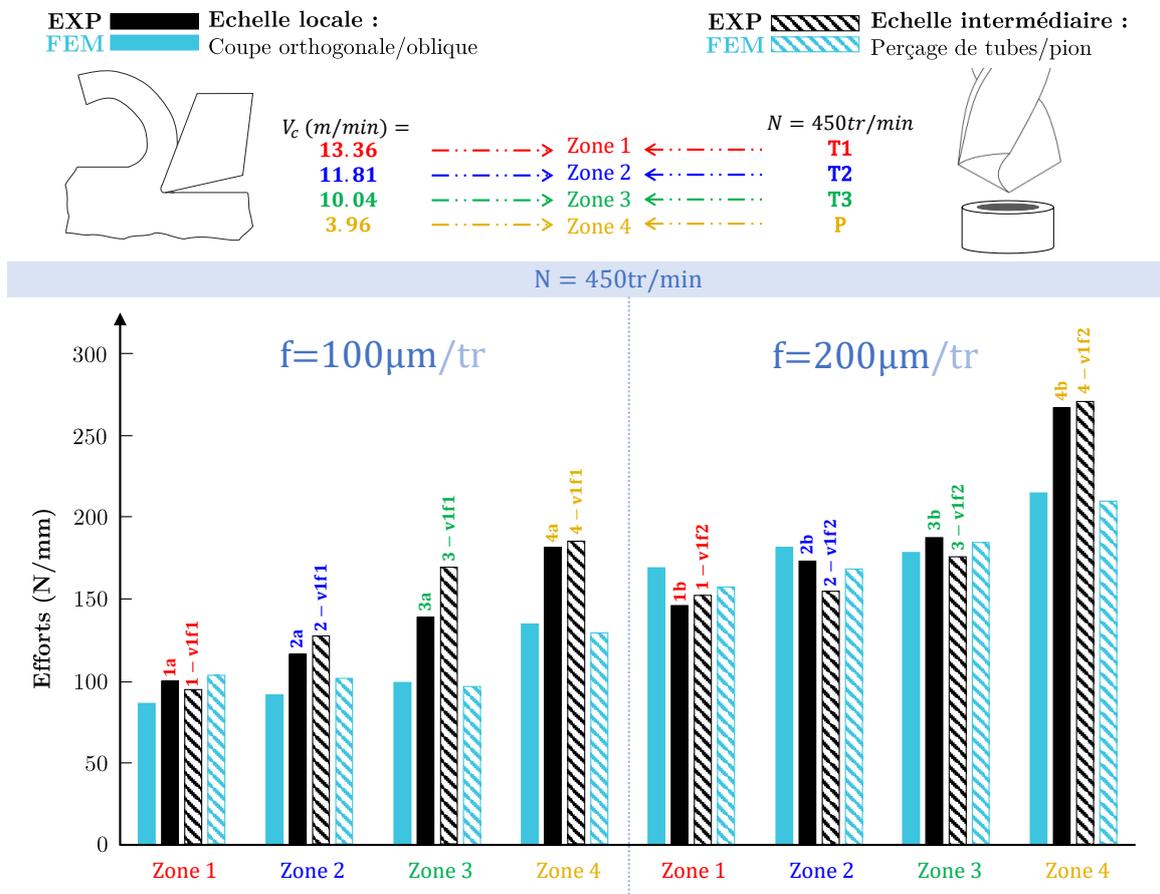


Figure 4.20 – Efforts par millimètre d'arête obtenus expérimentalement et numériquement (FEM) au cours des essais de coupe élémentaire et de perçage de tubes/pions

Les couples induits au cours du perçage de tubes/pion à 450tr/min ont été traduits en efforts locaux tangents à la direction de coupe et confrontés à ceux rencontrés en coupe orthogonale et oblique (voir figure 4.20). Sur cette figure, les efforts par millimètre d'arête correspondant à la coupe classique sont représentés de couleur unie, et sont hachurés pour le perçage de tubes/pion.

Les modèles prédisent relativement bien les efforts au sein des zones **1**, **2** et **3** pour une avance de  $100\mu m$  en coupe soit  $0.1mm/dent$  et donc  $0.2mm/tr$  en perçage de tubes/pion. Cependant, les efforts sont sous estimés en zone **4** pour toutes les conditions. Ce résultat n'est pas surprenant en perçage puisque le centre du trou percé n'a pas été modélisé numériquement : les efforts induits par ce volume retiré ne sont donc pas pris en compte. D'autre part, la géométrie du foret sélectionné a été approximée et nettement simplifiée proche du centre ce qui a conduit à considérer que les mécanismes au centre (zone **4**) sont similaires localement à ceux d'une coupe orthogonale à angle de coupe nul. Ainsi, cette simplification très forte s'avère certainement trop réductrice devant les phénomènes complexes générés au centre (d'autant plus avec cette géométrie d'outil). Enfin, pour une avance plus faible de  $50\mu m$  en coupe (donc  $0.05mm/dent$  en perçage) les modèles éléments finis des échelles locale et intermédiaire sont également capable d'estimer correctement les efforts générés en périphérie du trou percé (zones **1** et **2**) mais sous évaluent les efforts en zone **3**. Pour des avances aussi faibles, une suppression trop importante des éléments de la matière tronquerait de façon non négligeable les efforts réellement induits par la coupe.

L'intérêt majeur est toutefois de vérifier en priorité le bien-fondé de l'**Hypothèse 3** formulée au chapitre 2 concernant les efforts. Celle-ci stipule qu'étudier les mécanismes de coupe localement en perçage au niveau d'un segment élémentaire revient à s'intéresser aux phénomènes au cours d'une opération de coupe élémentaire.

Les efforts expérimentaux de coupe et de perçage de tubes/pion sont très proches entre eux ce qui est aussi le cas des efforts numériques. Cette approche demeure donc réellement pertinente, en témoignent les résultats expérimentaux. De plus, malgré une sous estimation des efforts générés par les modèles, les efforts numériques de coupe et de perçage sont relativement proches : les valeurs sont donc cohérentes par rapport à l'**Hypothèse 3**.

#### 4.3.1.2 Morphologie de copeaux

Les morphologies des copeaux générés en coupe oblique pour une avance de  $50\mu m$  et en perçage de tubes/pion pour une avance par tour de  $0.1mm/tr$  sont confrontés sur la figure 4.21.

Lorsqu'une comparaison inter-échelle est effectuée à « iso conditions de coupe », les morphologies de copeaux sont très similaires. Ainsi, des copeaux continus sont visibles sur les zones **1** et **2** correspondant aux zones de coupe les plus proches du bec tandis qu'un festonnement très marqué est visible en zone **4** c'est à dire au plus proche du centre du trou percé. Le choix de l'étude de la coupe orthogonale/oblique pour analyser les mécanismes locaux en perçage de tubes/pion semble donc tout à fait approprié.

La zone **3** demeure celle où la morphologie diffère le plus entre les deux échelles. Néanmoins, ces résultats sont loin d'être réguliers le long du copeau généré. En effet, selon l'instant considéré, le copeau est susceptible d'être quasi continu ou à l'inverse segmenté au sein de cette zone aussi bien en coupe qu'en perçage. La figure 4.22 permet ainsi de mettre en évidence l'irrégularité du festonnement dans le temps en coupe orthogonale et oblique. Le basculement d'une coupe festonnée à continue semble bien se trouver autour des conditions de coupe rencontrées en zone **3**, en particulier pour une avance de  $100\mu m$ . Malgré cette irrégularité, ces résultats confirment à nouveau qu'à l'échelle locale, une coupe orthogonale avec un angle de coupe nul et une vitesse de coupe de l'ordre de  $4m/min$  (pour des avances de 50 et  $100\mu m$ ) conduit à un copeau très majoritairement festonné.

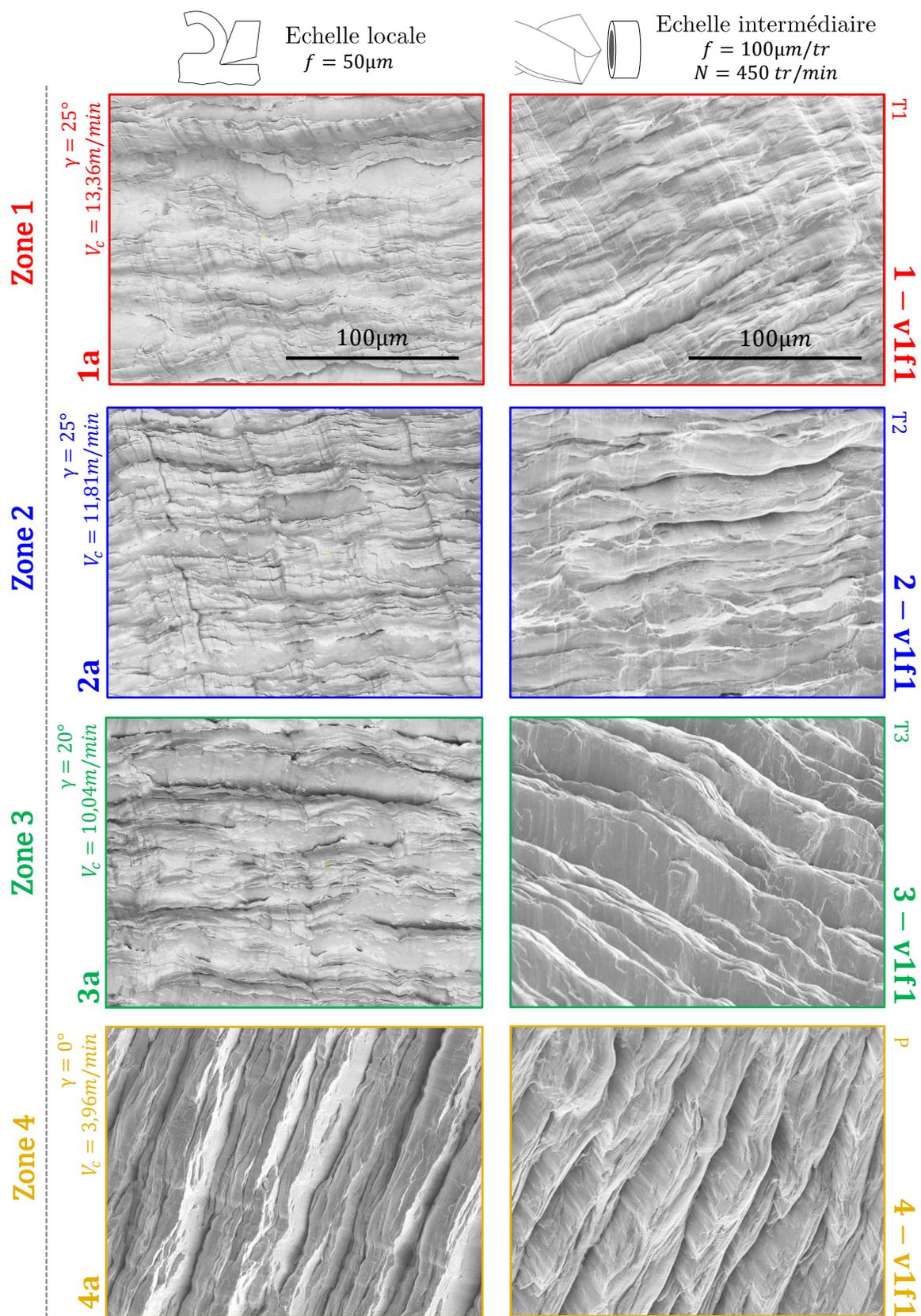


Figure 4.21 - Morphologies des copeaux obtenus au cours des essais de coupe élémentaire et de perçage de tubes/pion

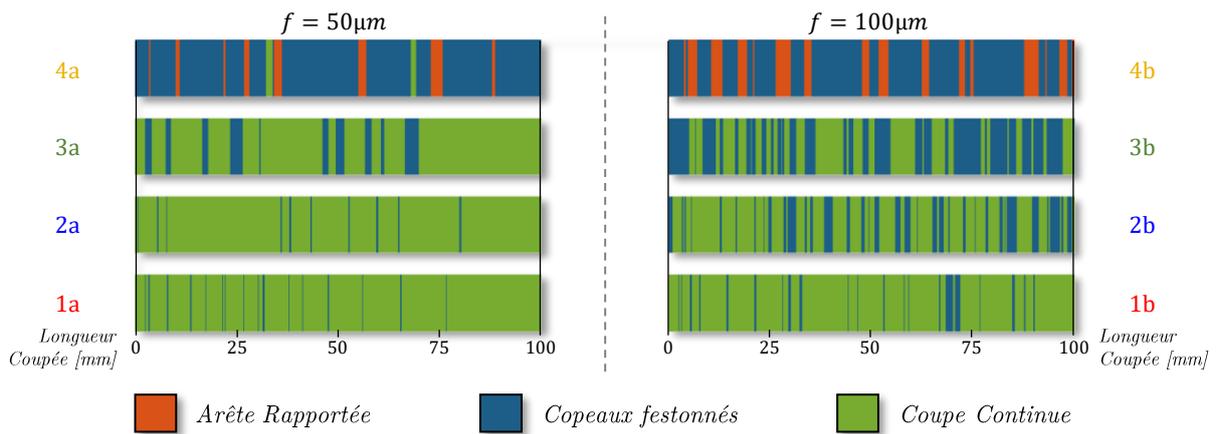


Figure 4.22 – Morphologie des copeaux générés en coupe élémentaire (orthogonale/oblique) en fonction du temps normalisé (longueur coupée  $\approx 100\text{mm}$ )

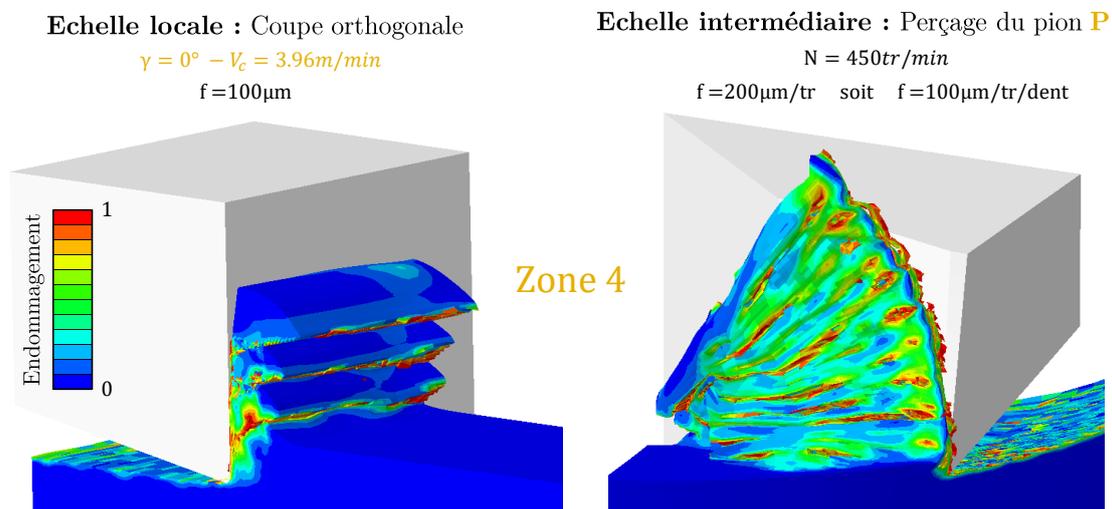


Figure 4.23 – Morphologies des copeaux numériques (FEM) obtenus en **Zone 4** en coupe orthogonale et lors du perçage du pion **P** pour une hauteur de copeau de  $100\mu\text{m}$

A contrario, une coupe oblique avec un angle de coupe de  $25^\circ$  et une vitesse de près de  $13\text{m/min}$  génère un copeau quasi continu. Cela vérifie les observations réalisées précédemment sur l'effet de l'ajout d'un angle oblique horizontal en section 4.1.1.

Cette figure met enfin l'accent sur l'influence de l'avance : son augmentation favorise le festonnement du copeau mais également le phénomène d'arête rapportée significativement présent en coupe orthogonale et nettement plus rare en coupe oblique horizontale.

Finalement, relevons que contrairement à la courbure du copeau<sup>6</sup> (qui ne constitue pas un critère de comparaisons essais-calcul dans ces travaux, selon l'**Hypothèse 1**), la confrontation des morphologies locales est considérée. Il vient que le modèle est capable de traduire le basculement entre un copeau festonné et continu (voir figure 4.23 et voir section 3.4.1.3 du chapitre 3). Une irrégularité du festonnement des copeaux numériques a également été observée (comme cela est visible expérimentalement sur la figure 4.22) mais celle-ci pourrait être dû à la manière dont est maillée la pièce.

6. Il est question ici de la courbure macroscopique (à l'échelle centimétrique) du copeau, c'est à dire de son enroulement sur lui même.

### 4.3.1.3 Flux de chaleur

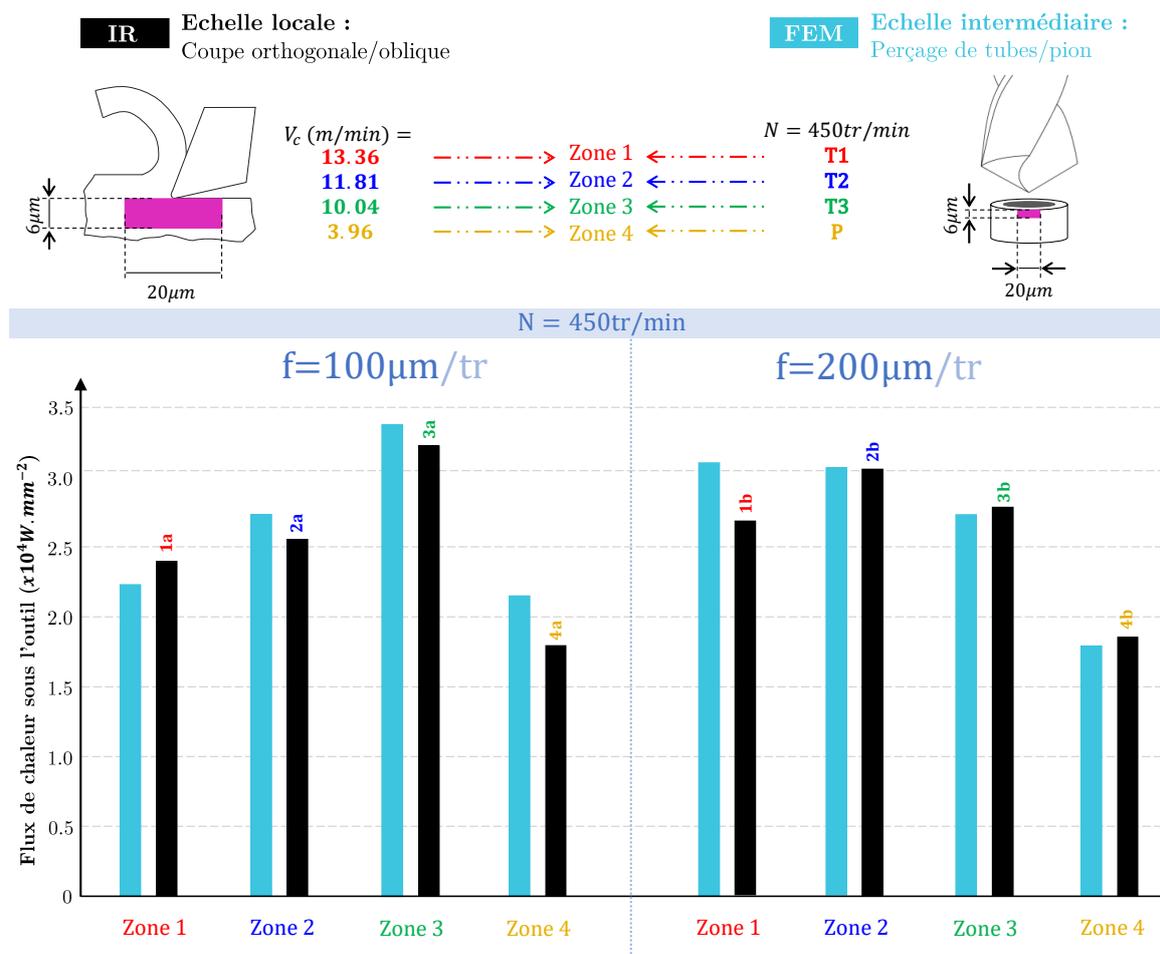


Figure 4.24 – Flux de chaleur obtenus expérimentalement (IR) sous l'outil en coupe élémentaire et numériquement (FEM) au cours des essais de perçage de tubes/pions

Il s'agit ici de valider le changement d'échelle d'un point de vue thermique en s'assurant que les flux thermiques diffusant sous l'outil soient très similaires en coupe élémentaire (orthogonale ou oblique horizontale) et en perçage de tubes/pion. Une comparaison en température n'aurait ici aucun sens puisque les conditions aux limites diffèrent fortement entre les deux configurations. Idéalement, il serait préférable de mesurer les flux sous l'outil dans les deux configurations expérimentales. Cependant, cette confrontation purement expérimentale est rendue impossible par la différence d'échelle : les résolutions métriques des deux mesures thermiques ( $1.98 \mu\text{m}/\text{pixel}$  et  $47.9 \mu\text{m}/\text{pixel}$  respectivement) ne permettent pas de calculer cette grandeur avec un pas de dérivation équivalent. Il a donc été retenu de procéder par validation indirecte, c'est à dire en s'appuyant sur les modèles éléments finis. En effet, il a été vérifié que les modèles à l'échelle intermédiaire présentent des flux thermiques sous l'outil pertinents par rapport à l'expérience (voir figure 4.13). Ces modèles présentent une résolution spatiale compatible avec les essais à l'échelle locale, et permettent d'avancer, que si les flux thermiques prédits par ces modèles (de perçages de tubes/pion) coïncident avec ceux évalués sur les images thermiques à l'échelle locale (en coupe élémentaire), alors il y a accord entre les essais à l'échelle intermédiaire et ceux à l'échelle locale.

La figure 4.24 présente des comparaisons entre les flux numériques à l'échelle intermédiaire et leurs équivalents expérimentaux à l'échelle locale. Le calcul par la loi de Fourier a été réalisé sur une base de dérivation de  $dz = 6 \mu\text{m}$  et moyenné sur une largeur de  $20 \mu\text{m}$  plus ou moins

$10\mu\text{m}$  de part et d'autre de la pointe de l'outil. Cette confrontation inter-échelle montre des écarts compris en 0.39%<sup>7</sup> et 16.55%<sup>8</sup> ce qui permet de valider le changement d'échelle. En conclusion, cette partie a permis d'une part de s'assurer que les phénomènes thermiques sous l'outil sont de même nature en perçage qu'en coupe élémentaire : la pertinence de l'**Hypothèse 3** est également validée d'un point de vue thermique. D'autre part, le chargement thermique est correctement retranscrit par les modèles éléments finis munis des lois matériau retenues.

### 4.3.2 Passage entre les échelles intermédiaire et macroscopique : reconstruction de l'arête du foret

Le changement d'échelle entre le perçage de tubes/pion et le perçage pleine matière se résume globalement à une reconstruction de l'arête de coupe du foret. Les tests considérés sont les essais **1-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2**, **2-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2**, **3-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2** et **4-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2** de perçage de tubes/pion et **5-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2** de perçage pleine matière.

#### 4.3.2.1 Efforts et Couples

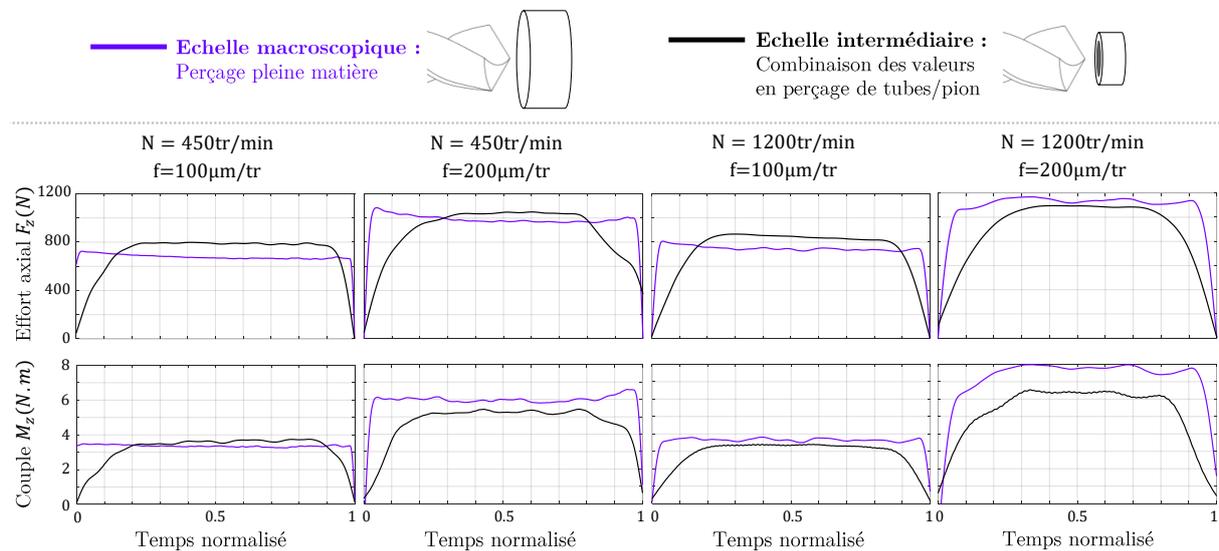


Figure 4.25 – Efforts et couples obtenus expérimentalement au cours des essais de perçage pleine matière et de tubes/pions

Il s'agit donc de s'assurer que les contributions axiales et circonférentielles aux efforts de coupe des différents tubes/pion amènent à des valeurs similaires à celles mesurées en perçage pleine matière. La figure 4.25 présente une comparaison de deux composantes des efforts expérimentaux (effort axial et couple autour de l'axe du foret). La superposition des couples expérimentaux et numérique est jugée accessoire car la validité des composantes circonférentielles des efforts numériques aux échelles plus fines a déjà été discutée en section 4.3.1.1 et la concaténation des efforts de perçage de tubes/pion conduirait a priori aux mêmes écarts observés précédemment. Cependant, ce dernier point concerne uniquement la composante circonférentielle de l'effort de coupe. En effet, étant donné que les modèles éléments finis ne tiennent pas compte du déplacement axial imposé, toute comparaison essais-calcul des efforts axiaux serait difficilement interprétable.

Une bonne estimation des efforts axiaux de perçage pleine matière est obtenue par la combinaison des efforts de perçage sur tubes et du pion pour toutes les conditions. De plus, le couple induit

7. **Zone 2** -  $f = 200\mu\text{m}/\text{tr}$

8. **Zone 4** -  $f = 100\mu\text{m}/\text{tr}$

est également relativement bien retranscrit pour les trois premières conditions de coupe. En revanche, le couple est très nettement sous estimé à 1200tr/min et 0.2mm/tr. Il s'avère ici difficile de statuer sur l'origine de cet écart mais il pourrait être dû à un effet de l'engagement de l'outil et de frottement des listels et/ou des copeaux. En effet, contrairement au perçage de tubes/pion où l'outil est libre, l'outil est engagé pleinement dans la matière et non pas uniquement son arête de coupe. Les essais de perçage pleine matière ont été effectués successivement sur la même pièce. Le test **5-v2f2**, à savoir celui où est observé une surestimation du couple, a été réalisé en dernier et donc pour une profondeur initiale plus importante que les autres. Cette remarque fera l'objet d'une attention particulière en section 4.4.2.

### 4.3.2.2 Morphologie de copeaux

La figure 4.26 présente les morphologies de copeaux observées au MEB suite au perçage de tubes/pion et pleine matière pour une vitesse de broche de 450tr/min et une avance de 0.1mm/tr. Pour un tube/pion donné, la morphologie du copeau est extrêmement semblable à celle de la zone correspondante du copeau pleine matière. Les interactions entre chaque portions (i.e ensemble tubes/pion - segment d'arête) ne semblent donc pas prépondérantes devant les mécanismes au sein de la zone de coupe sur le chargement thermomécanique induit. Ceci semble donc en adéquation avec l'**Hypothèse 4** énoncée au chapitre 2. Notons que les constats précédents sur le festonnement se retrouvent ici : plus la coupe se situe proche du centre du trou percé, plus le festonnement est fortement marqué. A contrario, proche du bec de l'outil, le copeau est quasi continu. Ce résultat est d'ailleurs vérifié numériquement en perçage pleine matière, notamment aux vitesses de broche élevées (voir figure 4.27 et section 3.4.1.3 du chapitre 3).

### 4.3.2.3 Flux de chaleur

Il est à souligner que, pour les essais de perçage pleine matière, les problématique d'accès à la zone de coupe empêchent toute comparaison expérimentale des flux de chaleur sous l'outil. Il s'agit d'ailleurs de l'une des motivations principales de la modélisation - voir chapitre 1. Néanmoins, cette comparaison est envisageable numériquement via les modèles FEM des échelles intermédiaire et macroscopique. La figure 4.28 superpose alors l'évolution des flux de chaleur obtenus  $50\mu m$  sous l'arête de coupe en perçage de tubes/pion et pleine matière pour différentes conditions de coupe. Ceux-ci n'ont pas été tracés directement au niveau de la surface générée pour éviter les erreurs éventuelles causées par la distorsion et la suppression d'éléments.

Pour l'ensemble des conditions de coupe, les flux de chaleur des deux échelles correspondent aux mêmes ordres de grandeur. Les allures des flux de chaleur obtenus sur les tubes et le pion retracent de façon satisfaisante celle du flux numérique généré en pleine matière pour une vitesse de broche de 450tr/min notamment pour les tubes **T1** et **T2**.

Le flux de chaleur semble plus faible pour la zone centrale (pion **P**) quelque soit les conditions de coupe. Ces résultats montrent de plus que le flux est maximal sur la zone périphérique (tube **T1**) ce qui ne correspond pas aux observations précédentes (voir figure 4.13 en section 4.2.1.3). En effet, les flux de chaleur sur cette zone du tube **T1** (courbe rouge figure 4.28), diminuent à l'approche du bord libre ce qui explique pourquoi les valeurs du flux de chaleur (mesurés sur la surface libre du tube) étaient plus faibles pour le tube **T1** sur la figure 4.13. De plus, en perçage pleine matière (courbe violette figure 4.28), une augmentation du flux est observée en périphérie pour les fortes vitesses ce qui laisse à penser que la présence du listel contribue à l'échauffement et joue donc un rôle important dans la zone du bec.

La discrétisation en tubes/pion de la pièce engendre une légère surestimation à toutes les conditions sur l'ensemble de l'arête de coupe et en particulier au niveau du centre du trou percé. Le maillage moins résolu en profondeur du modèle FEM pleine matière pourrait jouer sur ce résultat.

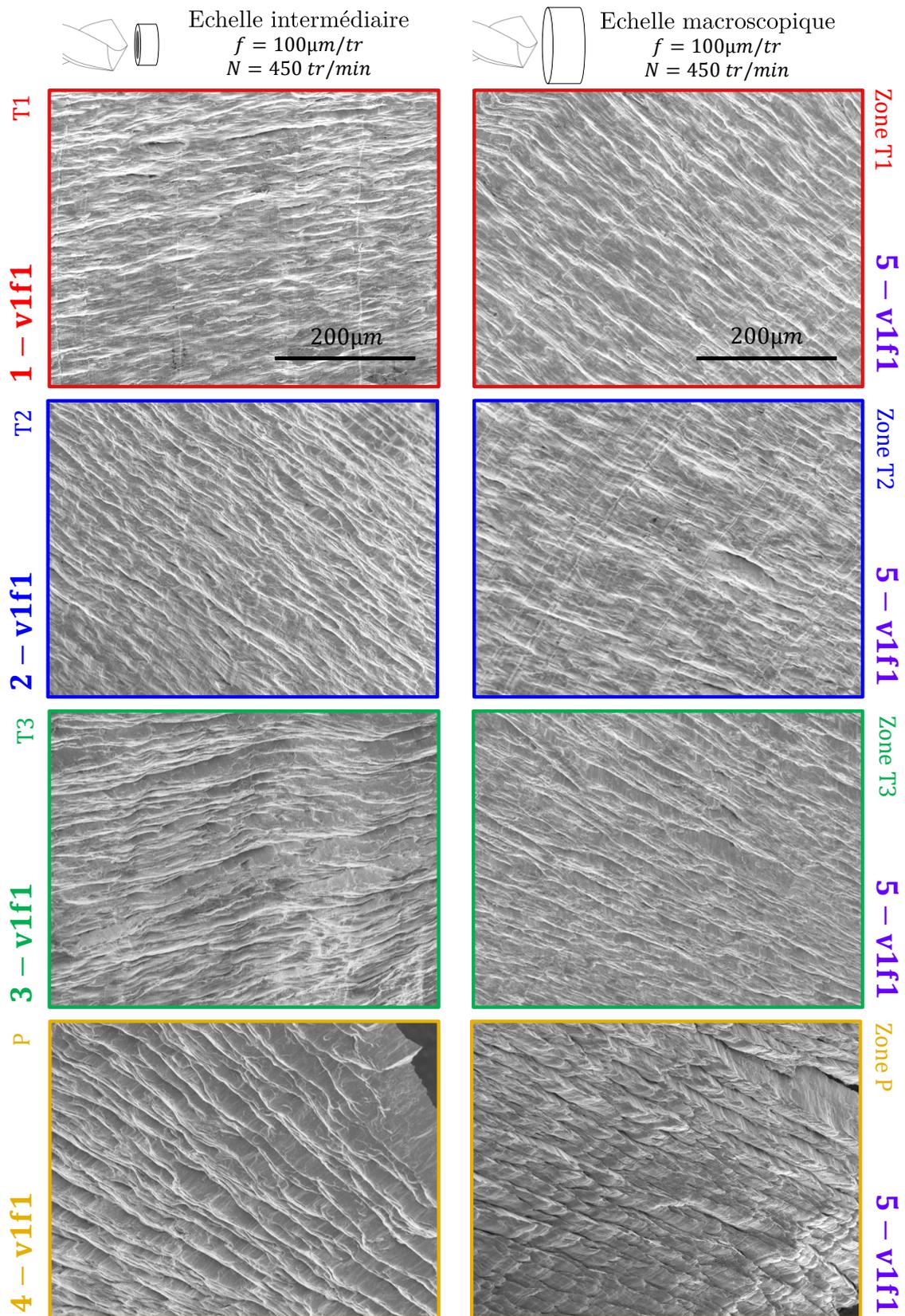


Figure 4.26 – Morphologies des copeaux obtenus en perçage pleine matière et de tubes/pion

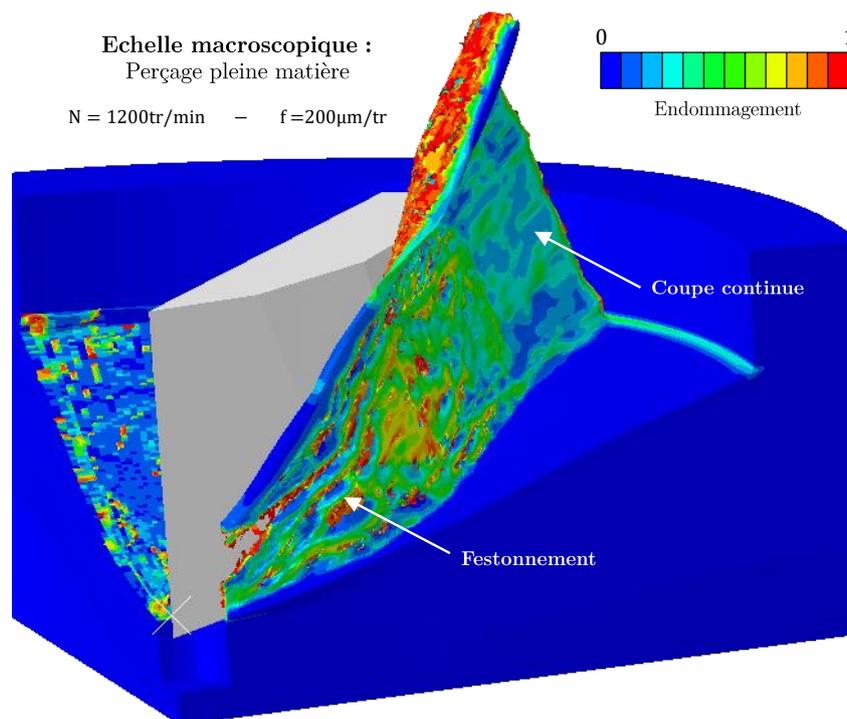


Figure 4.27 – Morphologie du copeau généré numériquement (FEM) en perçage pleine matière pour 1200tr/min et 200 $\mu$ m/tr

La figure précédente 4.13, a mis en évidence un effet des conditions de coupe sur le flux de chaleur déposé sur la pièce. Sur la figure 4.28, cette tendance n'est pas observée. Cependant, les résultats des sections précédentes ne sont pas directement comparables à ceux présentés. En effet, le flux est étudié ici à 50 $\mu$ m en profondeur sous l'arête de coupe ce qui a pour effet de régulariser et atténuer les valeurs.

Finalement, il n'est pas observé d'effet notable des changements d'angles de coupe/oblique sur le flux thermique calculé.

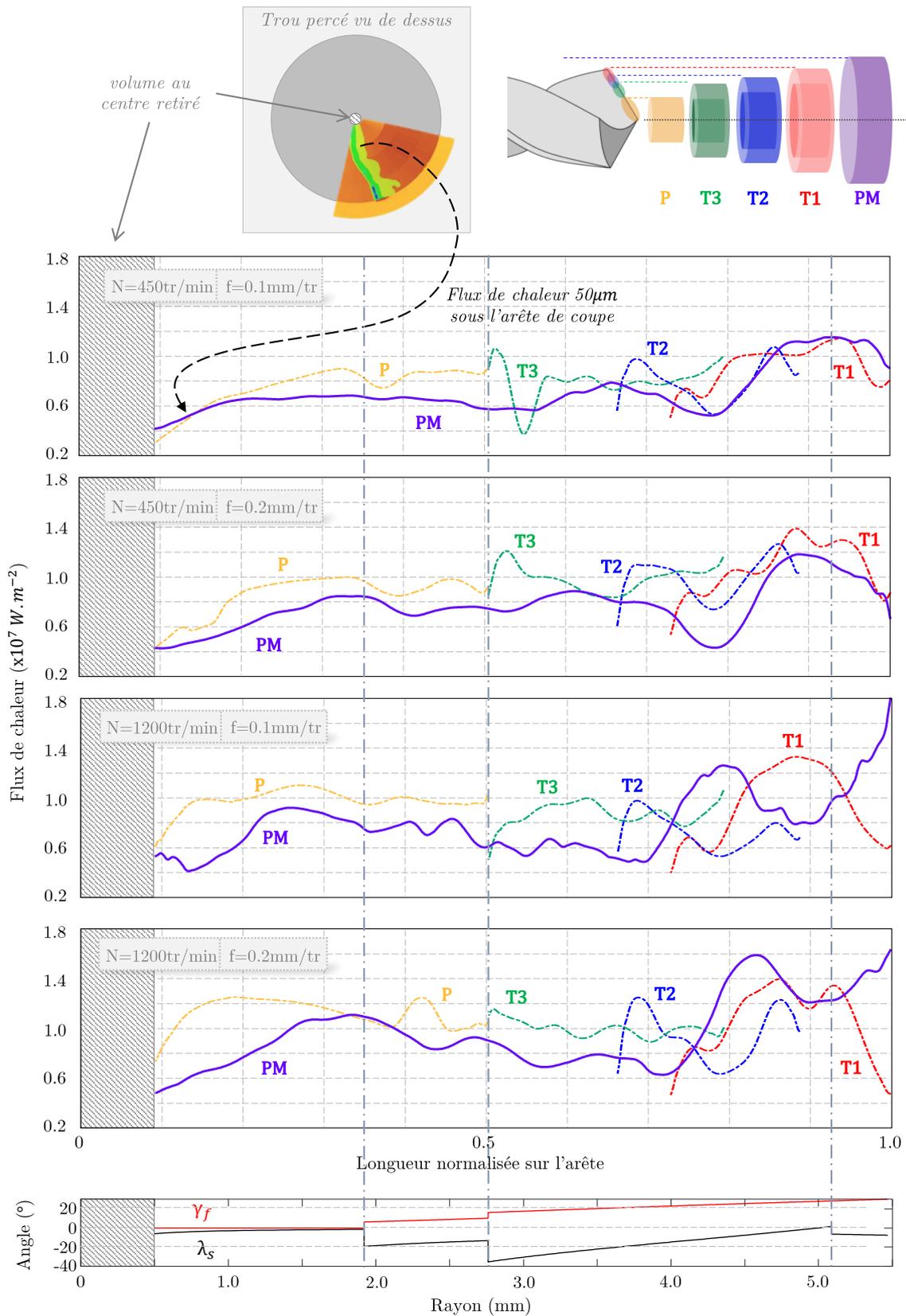


Figure 4.28 – Flux de chaleur obtenus numériquement (FEM)  $50\mu\text{m}$  sous l'arête de coupe au cours des essais de perçage pleine matière et de tubes/pions

### 4.3.3 Synthèse

Le passage entre l'échelle locale et l'échelle intermédiaire s'est avéré concluant en termes de morphologies de copeaux générés et de flux de chaleur. Les efforts de coupe élémentaire sont également très similaires entre la coupe et le perçage de tubes/pion pour une avance de  $100\mu m$ . Les limites des modèles sont toutefois atteintes pour une avance plus faible de  $50\mu m$  car les efforts sont alors sous estimés, aussi bien localement qu'à l'échelle intermédiaire. De plus, le volume retiré au centre engendre également une sous estimation. Néanmoins, l'**Hypothèse 3** est validée car face aux confrontations purement expérimentales d'un côté et purement numériques de l'autre, les résultats en coupe élémentaire et en perçage de tubes/pion sont sensiblement les mêmes.

Concernant le passage entre l'échelle intermédiaire et l'échelle macroscopique, la combinaison des efforts obtenus en perçage de tubes/pion équivaut à celui obtenu en perçage pleine matière. Les morphologies de copeaux sont aussi sensiblement les mêmes entre les deux échelles. Les couples en pleine matière sont également bien restitués par la somme des couples en perçage de tubes/pion pour les trois premières conditions. En revanche, pour la dernière condition, le couple est sous estimé du fait, a priori, de l'engagement de l'outil et du frottement des listels et/ou des copeaux (test effectué en dernier avec un fort engagement de l'outil dans la matière). Enfin, les flux de chaleur sous l'arête de coupe ont des valeurs et des allures satisfaisantes malgré une légère sous estimation. Finalement, les confrontations inter-échelle sont assez convaincantes et permettent au passage, de soutenir l'**Hypothèse 4** (celle supposant négligeables les interactions entre segments d'arête).

Les divers changements d'échelle validés, il est désormais possible d'obtenir des informations locales fiables notamment d'un point de vue énergétique via les modèles. En effet, la chaîne de changement d'échelle proposé ici permet, à partir d'une étude locale de la coupe, d'extrapoler par modélisation des champs thermomécaniques à l'échelle du procédé. Le section suivante, qui constitue la dernière étape de validation va consister, non seulement à vérifier la qualité des grandeurs ainsi estimées à l'échelle macroscopique mais aussi de mettre en lumière la capacité de la modélisation à obtenir des données jusque là inaccessibles.

## 4.4 Échelle macroscopique : perçage pleine matière

### 4.4.1 Confrontation essais-calculs : température après $n$ tours

La pertinence de la modélisation multi-échelle a été vérifiée précédemment aux échelles locale et intermédiaire et les différents changements d'échelle ont également fait l'objet d'une validation. Afin de conclure sur la robustesse de la modélisation multi-échelle dans son ensemble, une étude à l'échelle macroscopique autrement dit sur le perçage pleine matière du Ti-6Al-4V, a finalement été menée.

Plusieurs précisions sont à apporter concernant les confrontations essais-calculs de cette section :

- Les données expérimentales disponibles ne permettent pas de détecter les déformations en sous-surface à cette échelle par la méthode de la corrélation d'images mais cet aspect a été étudié aux échelles plus fines.
- La figure 4.20 a mis en évidence une concordance satisfaisante entre les efforts de coupe locaux et intermédiaires et ceci, tant d'un point de vue numérique que expérimental. Par ailleurs, la figure 4.25 confirme une équivalence entre efforts de coupe mesurés en perçage de tubes/pion et en perçage pleine matière. En conséquence, aucune comparaison des efforts/couples ne sera présentée dans cette section tant inter-échelle que numérique/expérimentale.
- L'**Hypothèse 1** est toujours valable ici, à savoir que la courbure et la morphologie macroscopique des copeaux ne fera pas l'objet d'une confrontations essais-calculs.
- L'approche à cette échelle d'étude repose donc ici essentiellement sur la validation des aspects thermiques du procédé. Cependant, seule la température sur la surface extérieure est accessible expérimentalement. En outre, une comparaison inter-échelle intermédiaire/macroscopique des flux de chaleur numériques sous l'outil (inaccessibles expérimentalement) et une validation par l'expérimental des flux<sup>9</sup> à l'échelle intermédiaire ont été réalisées précédemment (par rapport aux flux évalués expérimentalement aux échelles intermédiaire et locale). Les comparaisons présentées ici concernent donc uniquement la température.
- Ainsi, le flux de chaleur induit dans la pièce au premier contact de l'outil est jugé validé. De plus, cette configuration à l'échelle macroscopique correspond davantage à une opération de perçage en conditions réelles. Il devient alors bien plus pertinent de se pencher sur la température de la pièce percée, notamment après un nombre de tours plus conséquent.

Il s'agit donc ici de comparer en température les résultats du modèle (FDM) thermique étendu à l'échelle macroscopique présenté au chapitre 3 avec les essais de perçage pleine matière **5-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2** détaillés au chapitre 2.

La figure 4.29 illustre les profils de température sur une génératrice verticale de la pièce pour différentes conditions de coupe (vitesse de broche de 450 ou 1200tr/min et une avance de 0.1 ou 0.2mm/tr). Notons que, la pièce percée étant un pion de diamètre supérieur au foret, il est possible d'évaluer la température également sur les parois extérieures de la pièce après que l'outil soit passé.

Il vient alors que le modèle (FDM) est capable d'évaluer de façon satisfaisante la température au voisinage direct du bec de l'outil (en bord de pièce à 1mm radialement du bec) en début de perçage et après 7mm percés pour toutes les conditions, à l'exception du test à 1200tr/min et 0.1mm/tr (**5-v2f1**) où la température est mal prédite après 3mm percés. Ce pic de chaleur au niveau du bec de l'outil est de plus en plus important et ne semble pas se stabiliser après 7mm percés si bien que la matière en bord de pièce à 1mm du bec atteint plus de 200°C pour

9. sur les parois extérieures des tubes et du pion

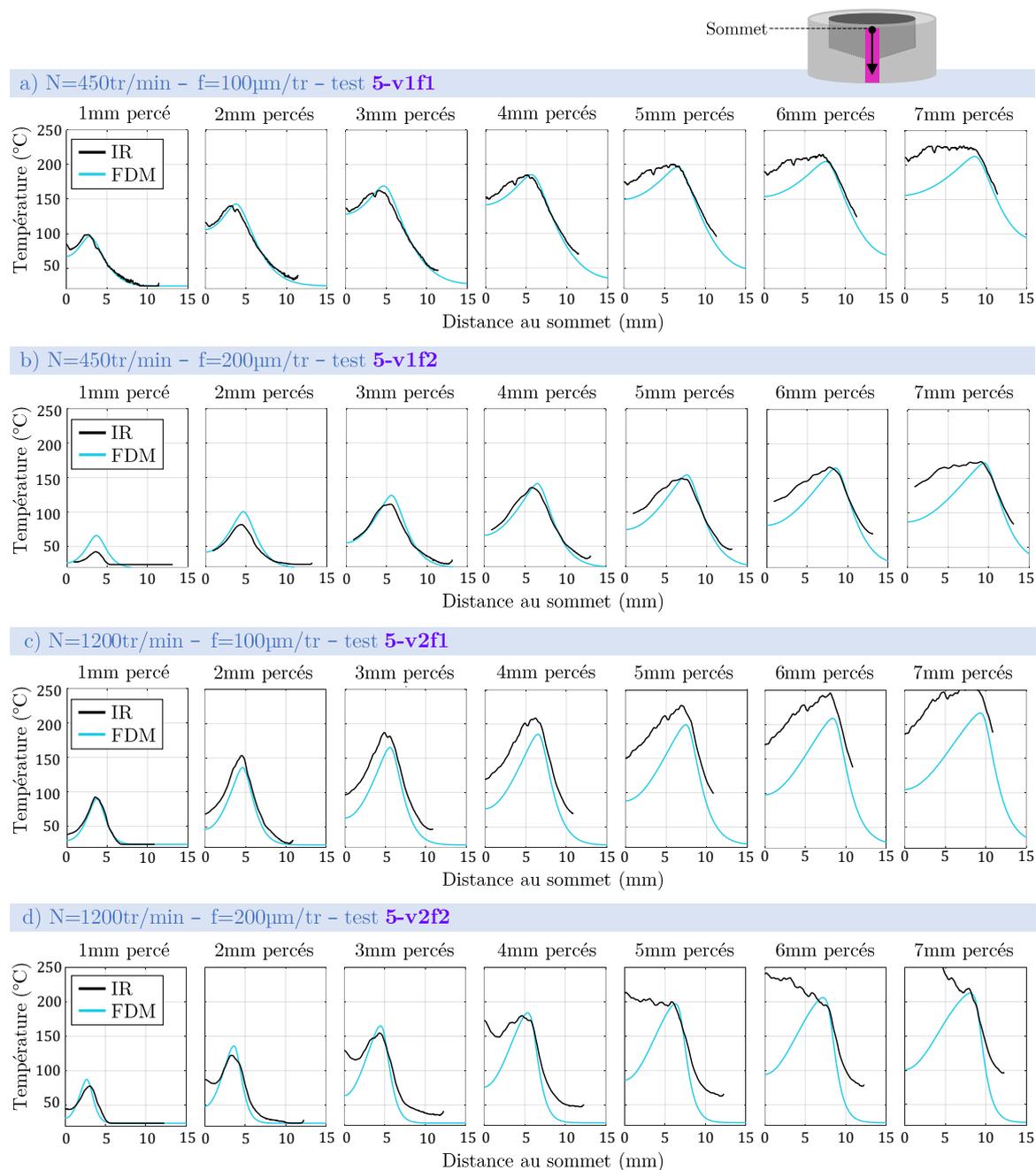


Figure 4.29 – Profils expérimentaux et numériques de température obtenus sur une génératrice verticale sur la paroi extérieure de la pièce percée - Tests expérimentaux : 5-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2

toutes les conditions étudiées (sauf à 450tr/min et 0.2mm/tr où la température se situe plutôt autour de 175°C). Se retrouve ici également l'accumulation de chaleur dans la matière mise en évidence à la section 4.2.2.1. Par exemple, la matière située à 2.5mm sous le bec de l'outil atteint 100°C après 7mm percés avec une vitesse de broche de 450tr/min et une avance de 0.2mm/tr. Cette accumulation semble bien différente selon les conditions de coupe, ce qui indique que celles-ci jouent donc un rôle majeur dans l'accumulation de chaleur. Face aux estimations convaincantes de la température en pointe d'outil<sup>10</sup> et en profondeur<sup>11</sup> sous l'outil dans la

10. i.e 5-v1f1/v1f2/v2f2

11. i.e 5-v1f1/v1f2/v2f1

majorité des conditions étudiées, le modèle a été employé pour évaluer l'impact des conditions de coupe sur l'énergie déposée au sein de la pièce percée dans une section ultérieure.

Néanmoins, malgré ces résultats satisfaisants au niveau du bec de l'outil, les profils expérimentaux montrent que les parois extérieures où la matière a déjà été percée chauffent bien plus rapidement que ce qui est prédit numériquement. En effet, les profils numériques et expérimentaux sont très similaires en début de perçage mais le modèle sous estime la montée en température dès 3 à 5mm de longueur percée selon les conditions de coupe. Ceci suppose l'existence d'interactions entre le listel, le bec ou encore le copeau et la paroi du trou percé qu'il convient d'identifier. Dans ce but, ce dernier point est discuté à la section suivante.

#### 4.4.2 Investigations expérimentales : source de chaleur

Afin de comprendre pourquoi le modèle sous-estime la température des parois du trou percé, l'intérêt s'est porté sur les profils expérimentaux des sources de chaleur sur ces mêmes génératrices verticales des parois extérieures. Les résultats obtenus sont représentés par la figure 4.30.

Ces données révèlent l'apparition d'une deuxième source de chaleur dès 4 à 6mm percés selon les conditions de coupe. Ce deuxième pic survient au niveau des bords de pièce déjà percés, est d'amplitude plus faible que celui du « premier » pic lié au passage de l'outil et augmente avec la longueur percée. Cette deuxième source, non implémentée au sein du modèle (FDM) semble responsable des écarts essais-calculs relevés concernant la température.

Pour appréhender l'apparition de cette deuxième source de chaleur au sein de la pièce à mesure que le foret progresse, de multiples hypothèses peuvent être avancées :

- Le listel coupe la pièce ;
- Le listel frotte sur la pièce ;
- Le copeau provoque un échauffement de la pièce par radiation ;
- Le copeau est responsable de l'échauffement de la pièce par conduction et/ou par frottement avec la paroi ;
- L'outil chauffe la pièce par radiation ;
- La cause est une combinaison de ces problèmes.

##### « Le listel coupe la pièce » :

Il n'y a pas de déformations relevées radialement par corrélation d'images sur les parois extérieures ni par le modèle (FEM) (qui ne peut cependant pas fournir des informations au delà du premier quart de tour). De plus, aucun débris ou copeau formé par la coupe du listel (tel que celui représenté figure 1.17 au chapitre 1) n'a été retrouvé lors des essais. Cette première hypothèse semble donc peu probable.

##### « Le listel frotte sur la pièce » :

Ce premier constat n'écarte pas la possibilité de frottement entre la pièce et l'outil puisque les efforts présentés en section 4.3.2.1 suggèrent que le couple est plus important dans le cas du perçage pleine matière que dans le cas du perçage de tubes/pion. Ceci n'est pas étonnant étant donné que le perçage pleine matière implique un outil entièrement engagé dans la matière (pièce cylindrique de diamètre  $\varnothing = 13 \text{ mm}$  pour un foret  $\varnothing = 11 \text{ mm}$ ) contrairement au perçage de tubes/pion où l'outil est « libre ». Ces valeurs d'effort rendent envisageable l'existence de zones de frottement entre la pièce et le listel.

Rappelons également que les essais de perçage pleine matière ont été réalisés successivement sur la même pièce dans l'ordre suivant : 5-v1f1, 5-v1f2, 5-v2f1 et 5-v2f2. La profondeur initiale de la matière et donc de l'outil dans la matière augmente donc avec le nombre d'essais réalisés. S'il y a bien frottement et que celui-ci est dû aux dilatations des parois du trou percé, l'ordre

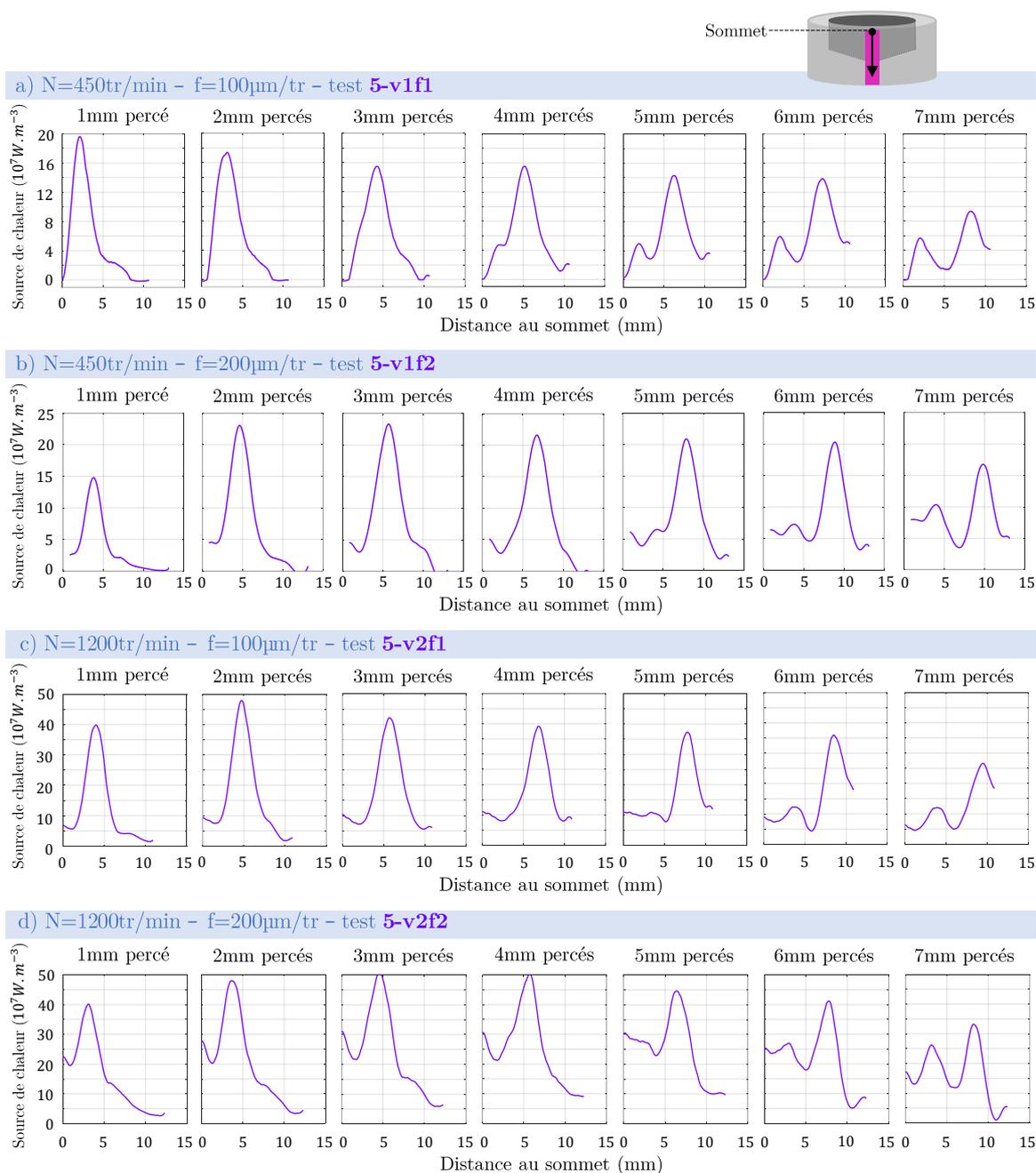


Figure 4.30 – Sources de chaleur expérimentales et numériques obtenues sur une génératrice verticale sur la paroi extérieure de la pièce percée - Tests expérimentaux : 5-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2

choisi pour les diverses conditions suppose que l’amplitude de la deuxième source de chaleur relevée augmente avec le nombre de percages. Or, l’amplitude de cette seconde source est plus importante dans le cas du test 5-v1f2 qu’à 5-v1f1 qui a été réalisé pourtant après. Un calcul de dilatation différentiel entre la pièce et l’outil permettrait théoriquement de conclure sur ce point, mais nécessiterait de connaître le gradient thermique axial dans l’outil et surtout son évolution au cours de l’essai, donnée inaccessible dans la configuration expérimentale retenue.

Comme le montre la figure 4.31, la cylindricité de l’outil a été vérifiée et celle-ci laisse apparaître une conicité arrière d’environ  $25\mu\text{m}$  pour 7mm d’engagement. Cette conicité importante plaiderait plutôt en faveur d’un dégagement entre l’outil et la paroi ou alors d’un contact frottant (au

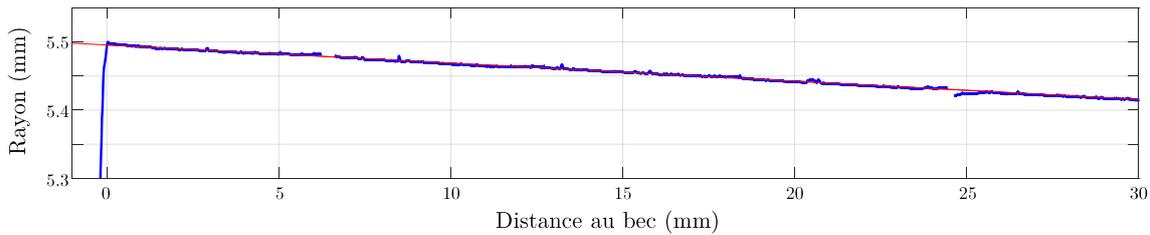


Figure 4.31 – Conicité arrière du foret SECO utilisé (voir section 2.1.1 au chapitre 2) - angle au sommet du cône de  $0.3043^\circ$

niveau des becs) au moment où l'outil remonte (visible en bas à droite des représentations spatio-temporelles de la figure 4.33).

Finalement, la distance entre les deux pics de source de chaleur ne correspond pas du tout au pas de l'hélice et varie dans le temps, ce qui ne plaide donc pas pour cette hypothèse du frottement du listel.

**« Le copeau provoque un échauffement de la pièce par radiation » ou « L'outil chauffe la pièce par radiation » :**

Étant donné les durées de perçage relativement brèves (entre 1.3s et 9.3s respectivement pour les tests 5-v2f2 et 5-v1f1), il apparaît peu probable que l'outil et/ou le copeau chauffent à tel point qu'ils puissent entraîner à leur tour l'échauffement de la pièce percée par transfert radiatif. Par ailleurs, il est à noter que le copeau, comme l'ensemble des métaux polis, est très peu émissif en bande infrarouge.

**« Le copeau est responsable d'une augmentation de la température par conduction et/ou par frottement » :**

L'apport de chaleur par le copeau par conduction semble probable puisque celui-ci peut frotter sur les parois du trou percé. Afin d'appréhender davantage cette éventualité, un intérêt particulier a été porté sur la morphologie des copeaux générés en perçage pleine matière (voir figure 4.32). Il en ressort que le copeau obtenu lors du test 5-v1f1 (soit pour une vitesse de broche de 450tr/min et une avance de 0.1mm/tr) affiche une morphologie hélicoïdale régulière tandis que celui du test 5-v1f2 pour une même vitesse de broche mais une avance plus élevée de 0.2mm/tr est fractionné. Enfin, les deux derniers tests conduisent à la formation de copeaux fortement repliés sur eux-même dit « rubans », en particulier dans le cas du test 5-v2f2. Étant donné que les tests ont été réalisés successivement sur la même pièce, il devient difficile de savoir si ce constat est dû davantage aux conditions de coupe où à la profondeur initiale de perçage (c'est-à-dire l'engagement de l'outil). Afin de statuer sur ce sujet, un essai de perçage supplémentaire a été réalisé en fond de trou dans les mêmes conditions que le premier test 5-v1f1. Le copeau obtenu s'est alors avéré hélicoïdal régulier en début de perçage puis se replie sur lui-même en ruban en fin de perçage. Ainsi, même si les conditions de coupe ont une influence indiscutable sur la morphologie des copeaux, la profondeur initiale du perçage l'impacte également grandement voire davantage. La morphologie de copeau en ruban témoigne d'une évacuation difficile des copeaux et rend très probable l'existence de frottement entre le copeau et les parois du trou percés (généralisant ainsi une seconde source de chaleur de nature tribologique dans la pièce).

Cette évacuation difficile pourrait mener au bourrage de copeau. En étudiant plus attentivement la figure 4.30, la position du second pic semble fixe dans le temps pour un essai donné. Ce constat laisse penser qu'un débris pourrait rester bloqué entre l'outil et la paroi et gênerait l'évacuation du reste du copeau et provoquerait donc l'échauffement de la pièce. Ce postulat soumettant l'idée d'une source stationnaire semble d'autant plus vrai sur la figure 4.33 où sont représentés ces profils verticaux dans le temps pour chacun des essais (l'abscisse correspondant au temps et l'ordonnée traduisant chaque profil précédent tel une colonne de pixels).

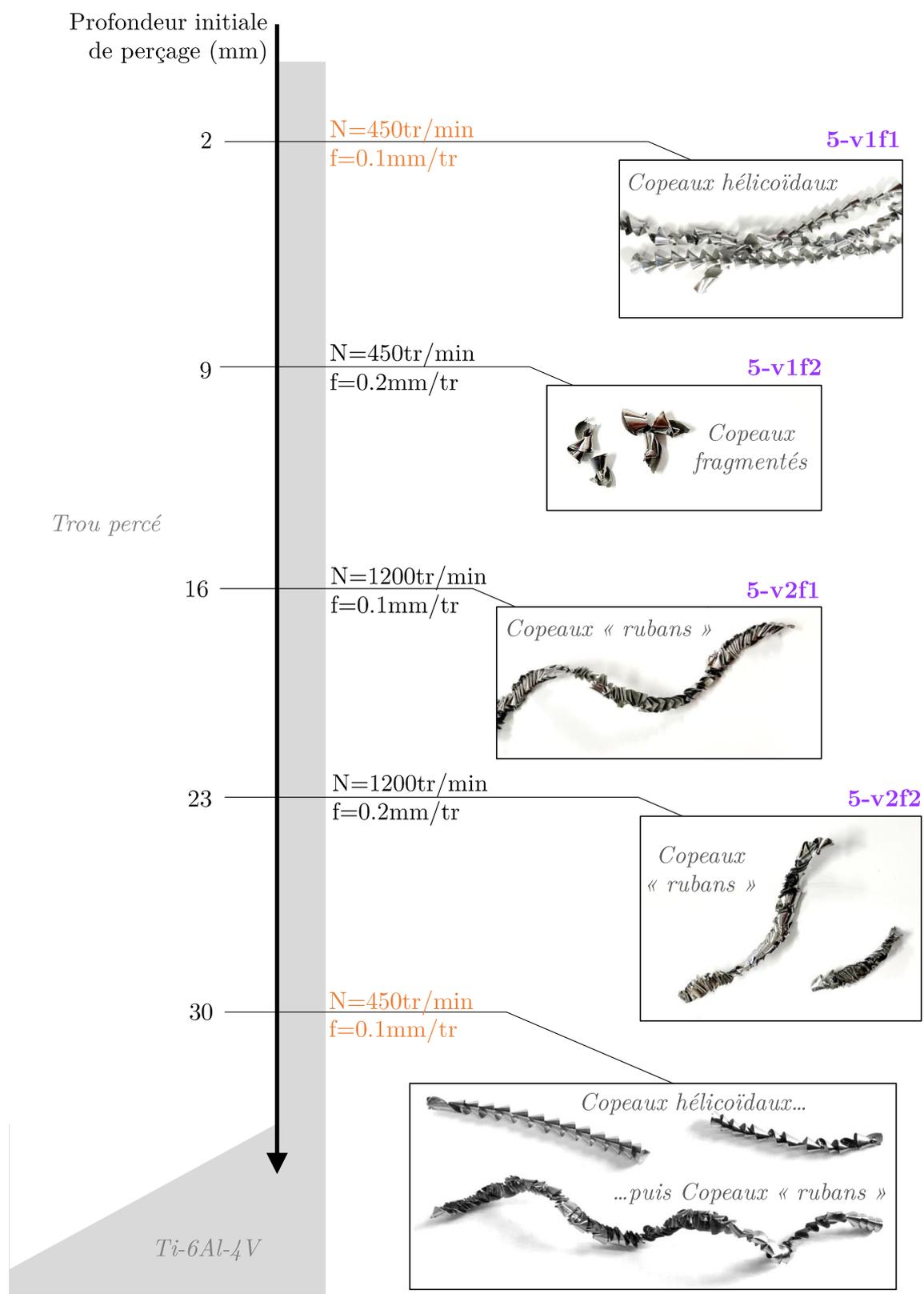


Figure 4.32 – Morphologies des copeaux obtenus au cours des différents tests 5-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2 et du test complémentaire en fond de trou

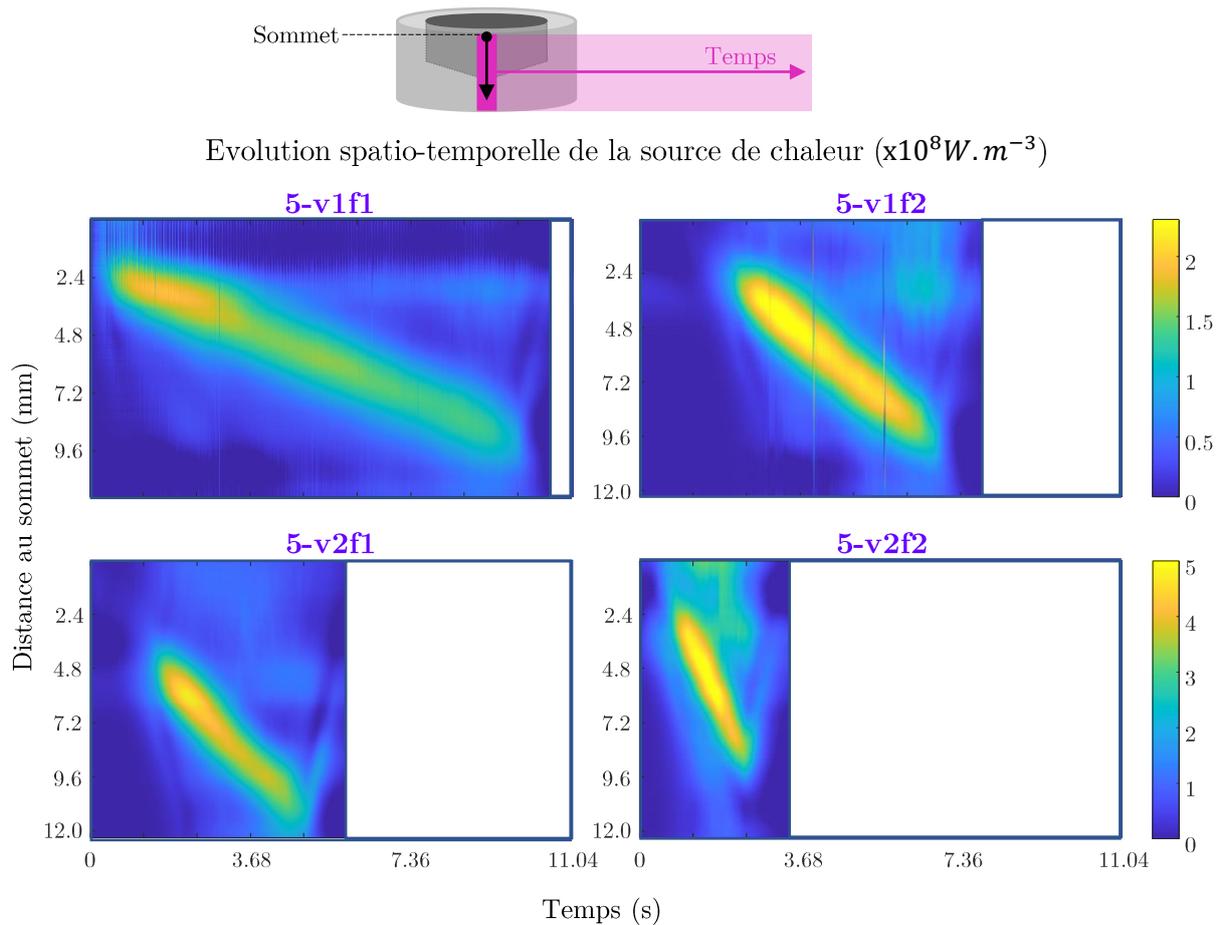


Figure 4.33 – Représentation spatio-temporelle des sources de chaleur expérimentales - abscisse : le temps - ordonnée : une colonne correspond à la génératrice verticale sur laquelle les valeurs de la source de chaleur sont relevées)

Enfin, ce frottement éventuel copeau/paroi pourrait aussi expliquer le couple plus important relevé en perçage pleine matière (effet plus marqué pour une avance plus élevée). Plus généralement, l'identification de l'origine du couple plus élevé en perçage pleine matière par rapport au perçage de tubes/pion demeure ardue : seul l'effet de l'engagement de l'outil dans la matière est une certitude.

« Il y a combinaison de ces diverses sources d'échauffement » :

Bien qu'il soit ici impossible d'identifier très précisément la ou les causes du second échauffement de la pièce, cette discussion met en évidence que, s'il y a combinaison de ces différents phénomènes énoncés, celui de l'échauffement par conduction par le copeau semble a priori prépondérant. Ce facteur serait cependant difficilement l'unique cause de la seconde source de chaleur (en arrière de l'outil). En effet, si seule l'évacuation des copeaux était responsable, la source en arrière d'outil la plus importante n'aurait probablement pas lieu au cours du deuxième test **5-v1f2** étant donné que le copeau obtenu, fragmenté, est celui le plus susceptible de s'écouler facilement le long de la goujure.

### 4.4.3 Prédictions numériques - Apport du modèle

L'ensemble de la modélisation multi-échelle a fait l'objet d'une validation par l'expérimental concluante, en particulier concernant les aspects thermiques. Les éventuels écarts relevés ont été estimés et discutés. Il est donc désormais envisageable d'employer ce modèle pour accéder à des informations jusqu'à présent inaccessibles par la voie expérimentale. Ce dernier volet traite des données obtenues via les modèles FEM et FDM de perçage pleine matière développés pour l'approche à l'échelle macroscopique.

#### 4.4.3.1 Contraintes induites sous l'outil

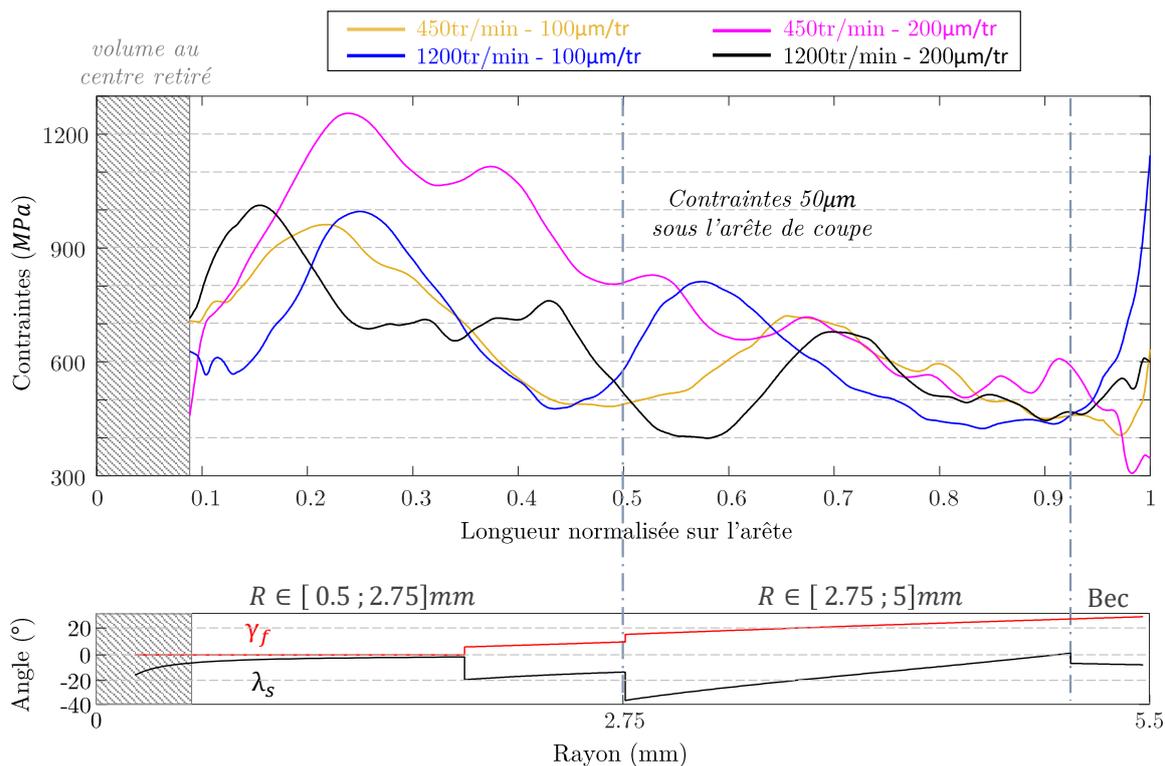


Figure 4.34 – Contraintes équivalentes évaluées numériquement (FEM) en perçage pleine matière  $50\mu\text{m}$  sous l'arête de coupe du foret

Les contraintes équivalentes de Von Mises relevées  $50\mu\text{m}$  sous l'arête de coupe du foret au sein du modèle (FEM) pleine matière sont illustrées sur la figure 4.34. Trois zones peuvent être distinguées sur les courbes :

**Rayon**  $\in [0.5 - 2.75]\text{mm}$  : Dans cette zone, les angles  $\gamma_f$  et  $\lambda_s$  amènent à des conditions de coupe proches de la coupe orthogonale. Sous ce régime, il a été établi que la coupe est principalement festonnée a fortiori lorsque  $V_c$  est faible et surtout lorsque  $f$  est grand. Ceci explique les fortes contraintes observées pour  $450\text{tr}/\text{min} - 0.2\text{mm}/\text{tr}$ .

**Rayon**  $\in [2.75 - 5]\text{mm}$  : Cette région présente des valeurs de contraintes nettement plus faibles que dans la précédente. De plus, les champs de contrainte en cette position de l'arête de coupe semblent peu sensibles aux conditions expérimentales testées (vitesse de coupe et avance). Rappelons que sur cette portion, qui présentent des angles  $\gamma_f$  et  $\lambda_s$  plus élevés, le régime de coupe est variable : coupe continue/périodique en périphérie et festonnement en se rapprochant du centre du trou percé.

**Zone du bec** : De très fortes disparités sont observées malgré des maillages strictement identiques. Il est impossible au vue de la présente étude de proposer des pistes d'explication quant à ce comportement. De toute évidence, la zone du bec est sensible aux conditions de

coupe mais de plus amples investigations (dans cette région aux interactions très complexes) sont nécessaires avant de parvenir à des conclusions définitives à ce sujet.

#### 4.4.3.2 Estimation de l'évacuation de la chaleur en fonction des conditions de coupe

Le modèle à l'échelle macroscopique correspond au perçage d'une pièce de diamètre supérieur à celui de l'outil, représentatif du perçage pleine matière. Nous avons validé cette modélisation thermique (FEM+FDM) pour quatre conditions de coupes (essais : 5-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2). Il est donc désormais possible d'envisager d'étudier de manière strictement numérique d'autres conditions de coupe. Pour cela, nous pouvons évidemment interpoler les flux thermiques d'entrée du modèle entre ces quatre conditions validées. Par extension, nous nous autoriserons aussi une extrapolation<sup>12</sup> de ces flux au voisinage des points expérimentaux. Concrètement, il a été entrepris de résoudre 25 fois le modèle (FDM) pour les conditions repérées sur la figure 4.35 ( $f = \{75; 100; 150; 200; 300\} \mu\text{m}/\text{tr}$  et  $V_c^{max} = \{8.64; 15.55; 31.10; 41.47; 51.84\} \text{m}/\text{min}$ ).

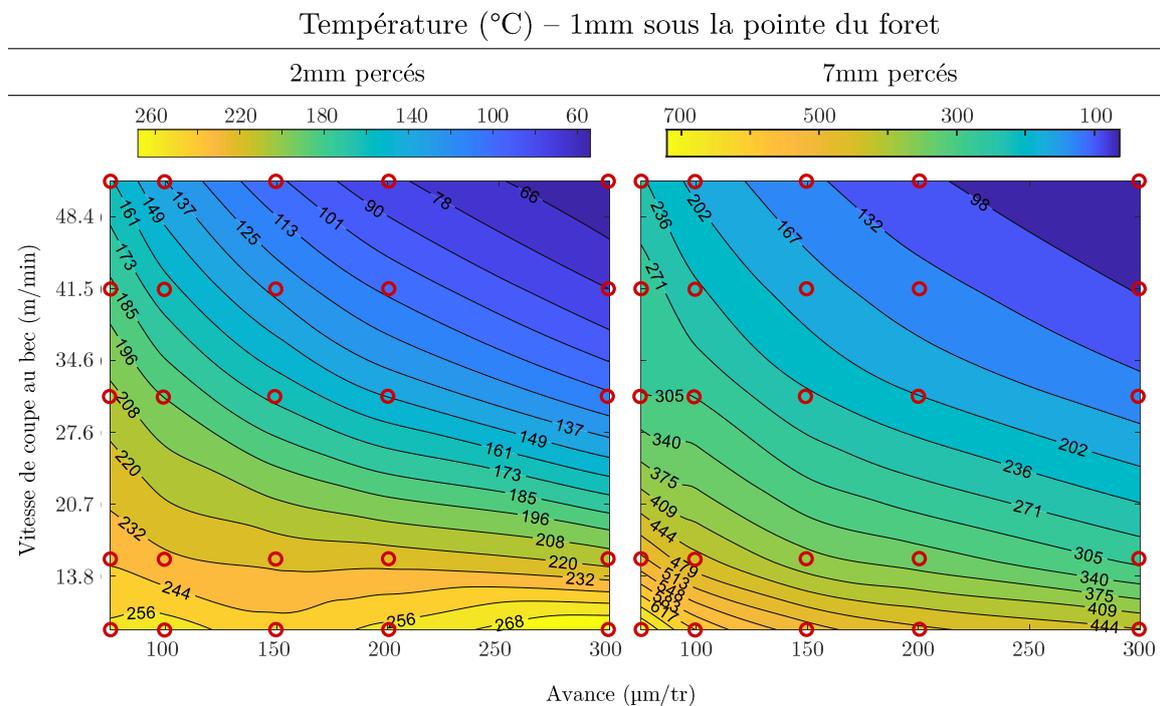


Figure 4.35 – Température évaluée numériquement (FDM) 1mm sous la pointe de l'outil en fonction de la vitesse de coupe (au niveau du bec) et de l'avance après 2mm et 7mm percés - Représentation des points de calculs en rouge

La figure 4.35, qui représente la température 1mm sous la pointe du foret en fin de perçage, semble confirmer les explications empiriques selon lesquelles augmenter l'avance et/ou la vitesse de coupe conduit à réduire la température dans la pièce percée. D'autre part, elle permet aussi de conclure que la vitesse de coupe semble jouer un rôle supérieur à l'avance sur la diminution de la température à 1mm de la pointe du foret. En effet, au delà de  $100 - 150 \mu\text{m}/\text{tr}$ , l'augmentation de l'avance ne conduit pas à une baisse significative de la température. Néanmoins, les temps de diffusion de la température au sein de la pièce sont différents dans chacune des configurations testées : le temps de perçage d'un trou de 2mm ou 7mm dépend directement des paramètres de vitesse de broche et d'avance. Encore une fois, la température seule n'est pas un indicateur suffisant des phénomènes thermiques mis en jeu.

12. extrapolation bi-linéaire

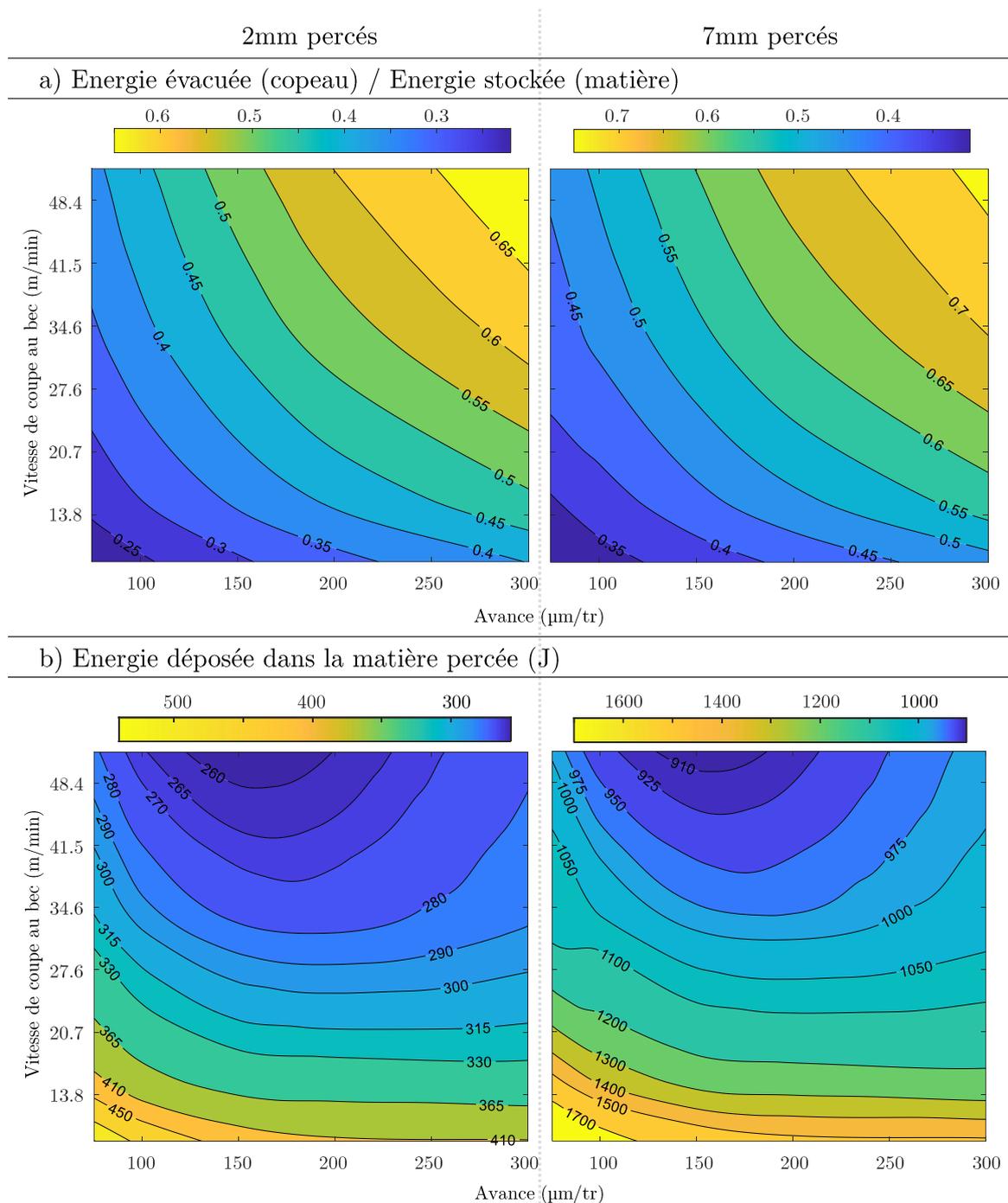


Figure 4.36 – Prédictions numériques (FDM) après 2mm et 7mm percés en fonction de la vitesse de coupe (au bec) et de l'avance : (a) Part d'énergie stockée dans la matière finalement évacuée par le copeau (b) Énergie déposée dans la matière percée

De plus, ces résultats sont aussi à nuancer par le fait que l'apparition d'une seconde source de chaleur a été observée le long de la paroi du trou percé (notamment pour les fortes avances) et dont le présent modèle ne tient pas compte.

D'un point de vue énergétique, il devient intéressant de se pencher sur les proportions de chaleur déposées dans la pièce. En effet, par un raisonnement similaire à celui établi en section 4.2.2.2 (page 156), il est possible d'évaluer la part de l'énergie qui est déposée dans la pièce finalement évacuée dans le copeau et d'autre part celle qui va diffuser. La figure 4.36 permet ainsi d'observer que cette proportion est maximisée aux fortes avances et vitesses de coupe. Ce résultat peut

également être interprété en remarquant une corrélation directe entre la quantité d'énergie diffusée dans la pièce et le temps d'opération. En d'autres termes, plus le trou est percé rapidement, plus la chaleur peut être évacuée avant d'avoir pu diffuser.

Remarquons que ce rapport n'atteint pas 1, et cela, pour aucune des conditions numériques évaluées, qui recouvrent pourtant largement les gammes de vitesses de coupe et d'avances industrielles préconisées. Cela signifie que, quelque soit les conditions de coupe choisies, la pièce s'échauffe. Le front de chaleur progresse plus rapidement dans la matière que le foret n'avance.

Cette observation met en lumière deux effets contradictoires : d'une part - comme le montre la figure 4.30 - l'augmentation de la vitesse de coupe conduit à augmenter significativement la puissance calorifique de la coupe. D'autre part, nous venons de constater qu'une augmentation des conditions de coupe (vitesses de coupe et avances) conduit à évacuer une plus grande part de l'énergie générée par la coupe. Se pose donc la question de l'existence d'un optimum thermique, c'est-à-dire un couple vitesse de coupe / avance qui permettrait de minimiser l'énergie thermique totale déposée dans la pièce pour une profondeur percée donnée. Ainsi, la figure 4.36b représente cette quantité dans la gamme de conditions de coupes testées numériquement.

Il apparaît en effet sur cette figure, que le fait de minimiser le temps d'opération (par une augmentation conjointe de la vitesse de coupe et de l'avance) ne conduit pas nécessairement à déposer moins d'énergie dans la pièce. Malgré ce résultat intéressant, la figure 4.36b met surtout en évidence l'existence d'un minimum de l'énergie thermique déposée (qui ne peut être évalué avec précision et qui se trouve surtout en dehors des hypothèses de modélisation formulées). Il ne se situe cependant pas dans les gammes de vitesse de coupe / avance communément admises pour le perçage du Ti-6Al-4V. En effet, dans les travaux de thèse menés par Ladonne [Ladonne2016], la méthodologie « Couple Outil-Matière » (COM) a été employée pour déterminer le couple de conditions de coupe optimal du point de vue de la machine en perçage conventionnel de ce même alliage (AFNOR 2000). Cette méthode repose sur la minimisation de l'énergie spécifique calculée d'une part via l'effort axial mesuré et d'autre part via la puissance consommée par la broche. Suite à cette analyse, les paramètres idéaux se sont révélés être des avances de  $80 - 150 \mu\text{m}/\text{tr}$  et des vitesses de coupe entre  $25$  et  $35 \text{m}/\text{min}$  ( $N = 725 - 1015 \text{tr}/\text{min}$ ). En conclusion, la minimisation de l'énergie spécifique (approche COM) et minimisation de l'énergie thermique aboutissent à des paramètres de coupe très différents dont il s'agira de déterminer les compromis (usure de l'outil, évacuation des copeaux, vibration, profondeur percée, etc...).

#### 4.4.4 Synthèse des travaux à l'échelle macroscopique

Les travaux menés sur le procédé de perçage à l'échelle macroscopique ont permis tout d'abord de confirmer la robustesse du modèle d'un point de vue thermique : le modèle est capable de traduire de façon satisfaisante la température de la pièce en perçage pleine matière au voisinage du bec du foret et en avant de celui-ci.

En outre, les points de divergences du modèle notamment concernant la sous estimation de la température des parois une fois le trou percé ont été discutés. Cet aspect a fait l'objet d'une attention particulière en section 4.4.2 où un second échauffement de la pièce sur les parois du trou percé a été mis en évidence. Les phénomènes potentiellement à l'origine de cette seconde source ont été discutés. Il ressort de cette analyse qu'une mauvaise évacuation des copeaux apparaît comme la cause la plus probable de cet échauffement secondaire.

Par ailleurs, ces travaux, à une échelle moins résolue que les précédents, ont permis d'accéder aux contraintes évaluées numériquement (FEM) aux alentours directs de l'arête de coupe, données inaccessibles expérimentalement : des valeurs de contraintes plus importantes ont été ainsi relevées au centre du trou percé (conformes avec l'observation d'une coupe festonnée au centre).

Enfin, le modèle (FDM) de perçage pleine matière a permis d'estimer la part de chaleur déposée dans la pièce finalement évacuée dans le copeau. Cette étude a alors permis d'établir que des conditions de coupe adaptées permettent de minimiser la quantité d'énergie thermique déposée dans la pièce. Ainsi, dans le cas particulier de cette étude, une plage de vitesse de coupe / avance optimale a été identifiée et s'est révélée différente de celle obtenue par l'approche COM traditionnelle.

## 4.5 Conclusion du chapitre 4

Ce dernier chapitre a permis de valider les diverses hypothèses autorisant les changements d'échelle présentés au chapitre 2 et de vérifier la fiabilité des résultats numériques à chaque échelle (voir figure 4.37). De plus, diverses analyses purement expérimentales d'une part et purement numériques d'autre part ont pu être menées.

Tout d'abord, les écarts entre les efforts numériques et expérimentaux aux échelles locales et intermédiaires sont raisonnables pour une avance de  $100\mu m$  ; les faiblesses du modèle intervenant alors pour une avance plus faible ou au centre du trou, là où la matière n'a pas été représentée. De plus, la combinaison de ces efforts numériques de perçage de tubes/pion validés expérimentalement permettent bien de retrouver les efforts numériques de perçage pleine matière de façon relativement satisfaisante. Néanmoins, le couple induit en perçage pleine matière est légèrement plus important qu'en perçage de tubes/pion, ce qui suppose que l'engagement de l'outil joue clairement un rôle non négligeable sur les efforts/couples générés au cours du procédé de perçage. La nature de cette influence sur le couple est discutée en section 4.4.2.

Du point de vue des déformations induites par le passage de l'outil, les allures au sein du copeau généré (dont la zone de cisaillement primaire) sont respectées à l'échelle locale mais les valeurs atteintes sont nettement sous-estimées. À l'inverse, les amplitudes au niveau de la surface générée (zone de cisaillement tertiaire) sont très satisfaisantes à l'échelle du perçage de tubes/pion mais les profondeurs affectées par la plasticité  $y$  sont largement sous-évaluées. Ce point constitue une perspective d'amélioration du modèle en vue d'une éventuelle estimation des contraintes résiduelles en sous surface.

Enfin, les résultats aux échelles intermédiaire et macroscopique sont largement convaincants en température au niveau de l'arête de coupe du foret. Néanmoins, à l'échelle locale, les puissances calorifiques sont correctement prédites mais les zones affectées par ces puissances ainsi que les températures induites sont sous-estimées. Finalement, il est tout de même possible d'affirmer que les aspects thermiques du procédé de perçage au voisinage direct de l'arête de coupe du foret sont fidèlement représentés par la modélisation multi-échelle proposée dans son ensemble.

En définitive, la modélisation multi-échelle développée ici permet de traduire fidèlement le chargement thermomécanique induit au cours du perçage du Ti-6Al-4V aux alentours directs de l'arête de coupe du foret. Ce constat renforce de surcroît la pertinence d'une analyse à l'échelle locale par le biais d'essais de coupe oblique sur le banc DEXTER pour évaluer le chargement au niveau de l'arête. Enfin, cette validation de la modélisation multi-échelle permet également d'affirmer qu'il est possible d'étendre le domaine d'application des lois de comportement, d'endommagement et de frottement<sup>13</sup>. En effet, leur emploi était restreint à la coupe orthogonale du Ti-6Al-4V<sup>14</sup> et s'étend désormais également à celui du perçage de tubes/pion et plus largement à celui du perçage pleine matière du Ti-6Al-4V pour des avances plus faibles, en particulier de l'ordre de  $0.05 - 0.1mm/dent$ .

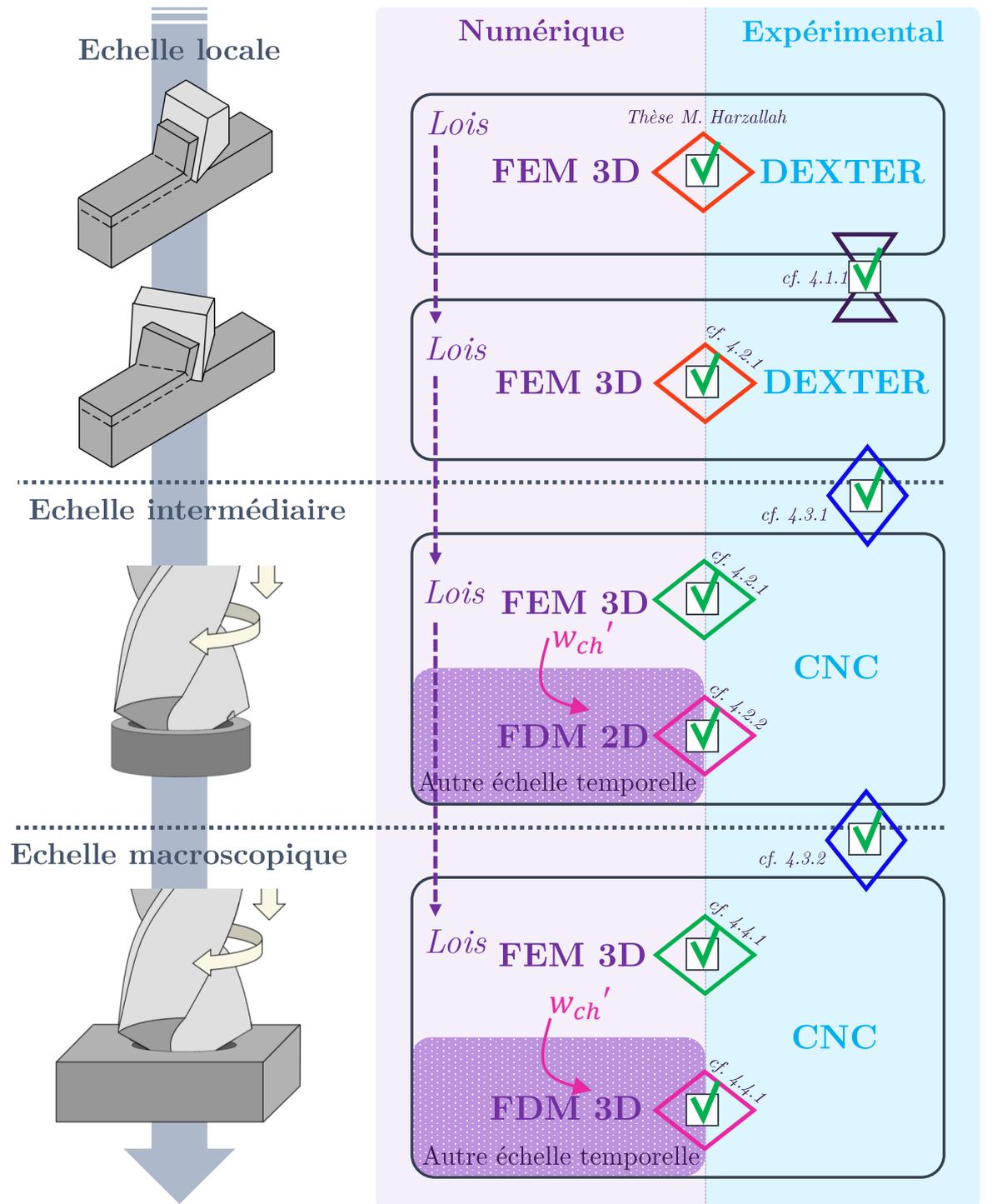
---

13. développées au cours de la thèse de M. Harzallah, adaptées et implémentées au sein des présents modèles éléments finis

14. opération pour laquelle leur pertinence avait été validée par l'expérimental [Harzallah2018]

Cependant, le modèle ayant été développé pour représenter le chargement au voisinage de l'arête de coupe, il n'est pas encore en mesure de reproduire fidèlement les phénomènes mécaniques en sous surface (plasticité). Également, les différences de température sur les parois du trou percé par rapport à l'expérimental suggèrent la présence de phénomènes non pris en compte numériquement.

La modélisation multi-échelle proposée offre d'une part l'opportunité d'acquérir des informations jusqu'alors difficiles d'accès expérimentalement (contraintes, flux de chaleur en fond de trou) . D'autre part, l'interprétation de ces données est envisageable et pertinente étant donné que la modélisation a fait l'objet d'une validation par l'expérimental. Enfin, des gammes de vitesses de coupe et d'avance appropriées pour limiter le chargement thermique vécu par la pièce ont pu être identifiées.



Confrontations pour validation :

- ◇ Essais-calculs  $T, [\epsilon], P_{th}$
- ◇ Essais-calculs  $[\epsilon], P_{th}$
- ◇ Essais-calculs  $T_N \text{ tours}$
- ◇ Inter-échelles :  $P_{th}$ , copeaux, efforts

Confrontations complémentaires :

- ⊗ Effet angle  $\lambda$  :  $T, [\epsilon], \dot{\epsilon}$ , Efforts,  $P_{th}$

DEXTER : nom du banc de coupe utilisé  
 CNC : machine-outil à commande numérique  
 FDM : Modélisation par différences finies  
 $T$  : température  
 $[\epsilon]$  : déformations  
 $\dot{\epsilon}$  : vitesses de déformations  
 $P_{th}$  : puissance calorifique

Figure 4.37 – Schématisation de la démarche scientifique employée dans ces travaux de thèse : validation des différentes étapes

# Conclusions et Perspectives

## Rappels des objectifs

Ces travaux de thèse ont été guidé par l'ambition d'évaluer le chargement thermomécanique induit au cours d'un procédé aussi complexe que celui du perçage du Ti-6Al-4V. L'intérêt étant d'être capable, in fine, de produire des données d'entrée (chargement thermomécanique) à des simulations à l'échelle du procédé. Cet objectif se décline en deux parties; d'une part le développement de modèles à des échelles plus locales et d'autre part leur validation par l'expérience.

## Synthèse des travaux effectués et conclusions

Le chapitre 1 a permis de mettre en lumière les différents enjeux liés à l'usinage du Ti-6Al-4V et au procédé de perçage lui-même, et d'appréhender la nécessité d'une modélisation fiable et robuste du procédé. Or, l'inconvénient majeur des modèles de perçage pleine matière existants est qu'ils fournissent des données macroscopiques et ne permettent pas de représenter fidèlement les phénomènes de coupe locaux. Cela est pourtant nécessaire pour la robustesse d'une telle modélisation. La caractérisation expérimentale de ces phénomènes est également un verrou du fait de la difficulté d'accès à la zone de coupe, et de leur rapidité. Partant de ce constat, il a été choisi de développer une modélisation et une expérimentation à plusieurs échelles intégrant une étude plus locale des phénomènes.

Cette approche multi-échelle s'est construite autour de l'analyse de la géométrie du foret considéré (présenté au chapitre 2) et de la formulation d'un certain nombre d'hypothèses. Celles-ci bornent le domaine d'étude et gouvernent les différents changements d'échelle. Trois échelles d'étude ont été retenues :

**Échelle locale :** il est supposé que les mécanismes de coupe locaux en perçage peuvent être assimilés à ceux d'une coupe orthogonale ou oblique horizontale selon la position sur l'arête de coupe ;

**Échelle intermédiaire :** il est considéré qu'il est possible de discrétiser les phénomènes de coupe le long de l'arête en portions millimétriques sous l'hypothèse que les interactions inter-portions sont négligeables face au chargement induit par chaque portion.

**Échelle macroscopique :** l'étude du perçage pleine matière est réalisée par intégration des données obtenues aux échelles plus résolues.

Une stratégie de confrontations/validations de cette approche a été érigée au chapitre 2. Celle-ci implique que, pour chaque échelle d'étude, il y a développement d'un montage expérimental instrumenté d'une part et d'un modèle numérique reproduisant les essais réalisés d'autre part. À l'échelle locale, les essais correspondent à des essais de coupe élémentaire tandis qu'aux échelles intermédiaire et macroscopique, il s'agit respectivement du perçage de tubes/pion et de perçage pleine matière.

La modélisation multi-échelle du procédé de perçage du Ti-6Al-4V proposée est explicitée au chapitre 3. Celles-ci se compose de modèles éléments finis thermomécaniques Lagrangiens

pour à chaque échelle d'étude et de modèles analytiques purement thermiques différences finies aux échelles intermédiaire et macroscopique. Le chapitre 3 a permis de rappeler les lois de comportement, d'endommagement et de frottement développées dans les travaux de M. Harzallah [Harzallah2018] pour ces modèles éléments finis. Des modifications y ont été apportées. En particulier les aspects thermiques, ont été discutés et il a été mis en évidence que le coefficient de Taylor-Quinney est très difficile à estimer. Ce dernier, dont l'évaluation précise est souvent négligée dans la littérature, agit pourtant de façon prépondérante sur la morphologie des copeaux générés numériquement. Au sujet des modèles thermiques différences finies, ils ont l'avantage d'être bien moins coûteux numériquement que des modèles éléments finis et ont permis d'analyser le chargement thermique après plusieurs tours de foret, résultat bien plus complexe à obtenir avec un modèle éléments finis. Le couplage entre ces modèles est assuré de la manière suivante : la source de chaleur sous l'arête de coupe est estimée par les calculs éléments finis, confrontée à celle évaluée expérimentalement puis implémentée en tant que terme d'entrée de la modélisation thermique différences finies.

Les diverses confrontations/validations essais-calculs ont été effectuées et présentées au chapitre 4. La modélisation multi-échelle du procédé de perçage du Ti-6Al-4V est capable de fournir :

- Des valeurs d'efforts convaincantes à toutes les échelles ;
- Les morphologies locales de copeaux numériques (présence de festons ou non) similaires avec l'expérimental ;
- Des profils locaux de déformations au sein du copeau et des amplitudes de déformation au niveau de la surface générée (échelle intermédiaire) cohérents avec l'expérimental ;
- Des résultats en thermique très satisfaisants notamment concernant les amplitudes des puissances calorifiques à l'échelle locale, ainsi que les flux et énergies évalués sous l'arête de coupe à l'échelle intermédiaire. La température est également bien prédite par le modèle après plusieurs tours à l'échelle intermédiaire sous l'arête de coupe et à l'échelle macroscopique au voisinage du bec de l'outil.

Néanmoins, les limitations du modèle résident dans sa difficulté à estimer les efforts au centre et pour une avance plus faible. L'engagement de l'outil a par ailleurs un impact sur le couple induit en perçage, effet non pris en compte à l'échelle intermédiaire. Les températures sur les parois du trou percé en s'éloignant du bec de l'outil sont sous-estimées en perçage pleine matière. De plus, localement, les amplitudes des déformations et de la température, ainsi que les zones où sont générées les puissances calorifiques au sein du copeau sont sous-estimées. La taille de la zone affectée par la plasticité sous la surface générée est également sous-évaluée à l'échelle intermédiaire. Enfin, à l'échelle locale, le modèle est à même de traduire le basculement d'une coupe festonnée à continue sans pour autant être capable de représenter l'évolution progressive entre ces deux morphologies.

En conclusion, les confrontations essais/calculs ont donc permis de valider la pertinence de la modélisation multi-échelle du procédé de perçage du Ti-6Al-4V proposée pour estimer le chargement thermomécanique induit : les hypothèses autorisant les changements d'échelle ont également été validées. Même si certaines données sont sous-estimées à certaines échelles, les ordres de grandeur sont cohérents et démontrent le potentiel de cette modélisation. Des analyses expérimentales complémentaires ont permis d'en apprendre davantage sur ces limites. Finalement, des données telles que les contraintes et les flux de chaleur sous l'arête de coupe pendant le perçage ont pu être obtenues via cette modélisation, résultats inaccessibles expérimentalement et dont la pertinence est vérifiée. Il a également été possible d'identifier une plage de conditions de coupe (vitesse de coupe et avance) idéale en vue de minimiser le chargement thermique perçu par la pièce.

Les lois de comportement, d'endommagement et de frottement étaient jusque là validées en coupe orthogonale du Ti-6Al-4V pour une avance de  $250\mu\text{m}$ . Suite à ces travaux, leur domaine

d'application s'étend désormais à celui de la coupe oblique horizontale du Ti-6Al-4V pour des avances plus faibles  $50 - 100\mu\text{m}$  et à celui du perçage du Ti-6Al-4V. Notons que dans cette étude, ne tenant pas compte de la lubrification, les résultats peuvent être interprétés comme un majorant du chargement thermomécanique induit.

## Perspectives

L'ensemble de ces travaux ouvrent de nouvelles perspectives d'étude, tout d'abord au vu des limitations de la modélisation :

### — D'un point de vue développement :

- Le modèle de frottement ne constitue pas la part la plus importante de ces travaux et mériterait un intérêt plus poussé. En effet, il s'est avéré insuffisant pour traduire l'écoulement d'un copeau en coupe continue à l'échelle locale. De plus, cet aspect sera incontournable ensuite en vue de l'intégration de l'effet de la lubrification ou dans l'optique d'étudier l'effet du revêtement de l'outil ;
- Une identification plus fine du coefficient de partage de Taylor-Quinney serait également une piste d'amélioration. Son influence est très nette sur la morphologie des copeaux, et sa dépendance au taux de déformation plastique et à la vitesse de déformation doit être considérée. Pour cela, une campagne expérimentale pourrait être envisagée dans laquelle les essais spécifiques doivent être capables de reproduire les sollicitations vécues par le matériau en usinage ;
- Du fait des simplifications adoptées, notamment concernant la non prise en compte de la translation verticale de l'outil (avance) et du volume de matière au centre du trou percé, les efforts s'en retrouvent sous-estimés au centre. Prendre en compte ce volume de matière et l'avance seraient donc envisageable. Notons que, implémenter une avance revient à modifier la pièce : celle-ci ne serait plus un morceau de tube mais un morceau de tube « hélicoïdal ». De plus, cela impliquerait une pièce percée différente pour chaque avance testée. Par ailleurs, l'étude des phénomènes spécifiques générés au centre doit être envisagée ;
- L'étude à l'échelle macroscopique a mis en évidence les difficultés du modèle à prédire la température en s'éloignant de la zone de coupe. Il a été établi que la seconde source de chaleur en arrière de l'outil, observée expérimentalement, est la cause de cette imprécision. Il serait question de comprendre ces phénomènes afin de modifier les conditions aux limites du modèle ;
- Ces travaux se sont basés sur des outils présentant des acuités d'arête similaires. L'étude de l'influence de cette acuité d'arête paraît, pour la suite, une voie intéressante. La prise en compte du rayon d'acuité permettrait de tenir compte, notamment, de l'évolution de l'usure de l'outil ;
- Dans l'optique d'appréhender les mécanismes au niveau du bec, des essais doivent être envisagés (tubes minces de diamètre équivalents à celui du foret ; pion « en feuilles »...). Une telle analyse serait susceptible de mettre en évidence l'effet du listel à travers d'éventuelles déformations de la surface restante ;

### — D'un point de vue applicatif :

- La modélisation développée pourrait être adaptée à d'autres géométries d'outil, d'autres matériaux et d'autres procédés d'usinage. Il serait intéressant de vérifier la validité de l'approche pour ces autres applications ;

- Améliorer le modèle pour qu'il prédise mieux les déformations en sous surface permettrait d'estimer les contraintes résiduelles voire de prédire des transformations métallurgiques : le modèle développé pourrait en effet fournir le chargement reçu par la surface générée, immédiatement implémentable en tant que terme d'entrée d'un modèle découplé lequel ce chargement est appliqué sur les parois du trou percé ;
- La prise en compte de la lubrification pourrait être une autre piste d'amélioration. Dans un premier temps, les conditions aux limites du modèle thermique pourrait être adaptées ;
- Il est désormais envisageable d'utiliser uniquement les essais de coupe élémentaire pour décrire les phénomènes locaux en perçage voir après plusieurs tours. En effet, le chargement expérimental induit en coupe pourrait être directement implémenté au sein du modèle thermique de l'échelle macroscopique. Ces travaux autoriseraient ce « raccourci » ;
- À terme, ces travaux pourront être très utiles pour le développement de jumeaux numériques du procédé de perçage. En effet, dans le contexte de l'Industrie du Futur, la maîtrise de l'opération s'envisage à travers son monitoring et la prédiction de la qualité des trous percés. L'implémentation de modèles numériques basés sur la physique ne sera certainement pas suffisamment robuste pour atteindre cet objectif. Néanmoins, de tels modèles, comme celui développé dans cette thèse, seront très utiles dans un jumeau numérique du procédé, dans lequel ils seront couplés à des algorithmes d'intelligence artificielle. Ils pourront fournir des données virtuelles pour l'apprentissage (machine learning), ou encore permettre de définir des critères de détection.

# Annexe A

La modélisation numérique multi-échelle du procédé de perçage du Ti-6Al-4V est largement détaillée au chapitre 3. Néanmoins, les modèles éléments finis réalisés n'y sont pas tous illustrés par une figure en section 3.4.1. Ici sont donc présentées :

- Les modèles **Coupe-B-50** et **Coupe-B-100** (voir figure A.1) de coupe oblique horizontale.
- Les modèles **Coupe-C-50** et **Coupe-C-100** (voir figure A.2) de coupe orthogonale.
- Les modèles complémentaires **Coupe-D-50**, **Coupe-D-100** et **Coupe-D-150** de coupe oblique horizontale (voir figure A.3).
- Les modèles de perçage **Perçage-T3-50/Perçage-T3-100** d'une portion du Tube **T3** (voir figure A.4).
- Sur la même figure, les modèles **Perçage-P-50** et **Perçage-P-100** de perçage d'une portion du Pion **P**.

Pour de plus amples précisions, se référer à la section 3.4.1 du chapitre 3.

## Echelle locale : Coupe orthogonale / oblique horizontale

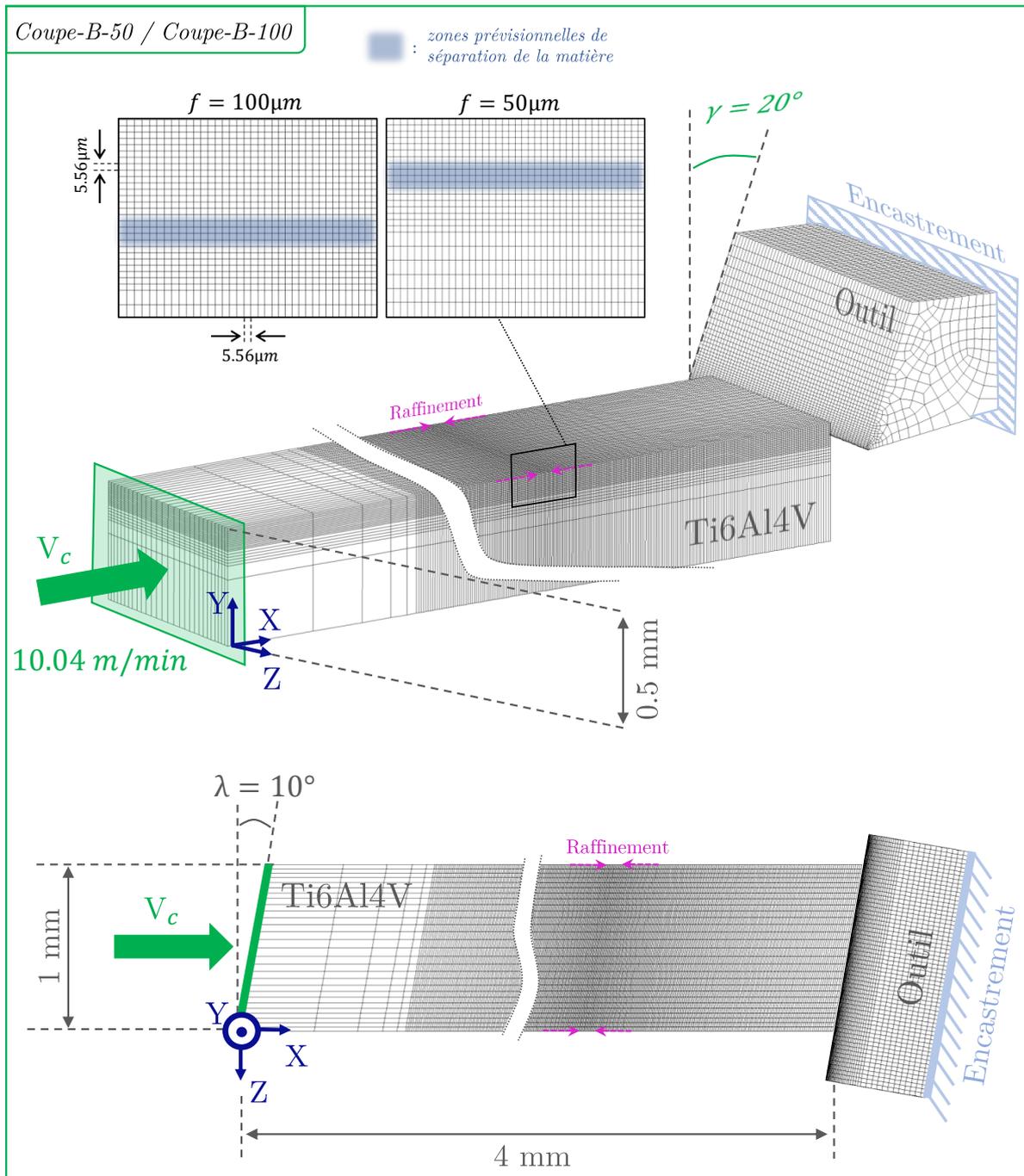
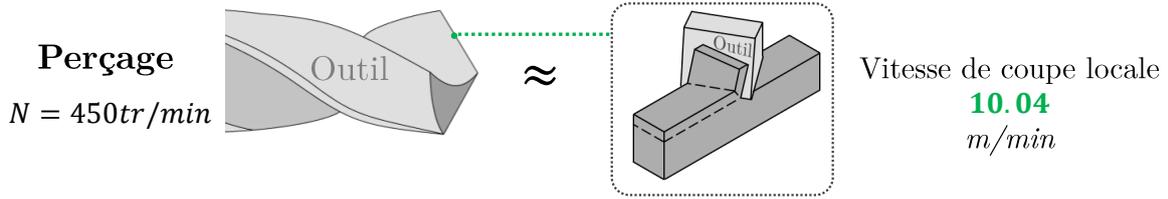


Figure A.1 – Échelle locale - Modèles éléments finis Coupe-B-50/Coupe-B-100 : coupe oblique horizontale pour  $\gamma_f = 20^\circ$ ,  $\lambda_s = 10^\circ$ ,  $f = 50 - 100 \mu\text{m}$  et  $V_c = 10.04 \text{m/min}$

## Echelle locale : Coupe orthogonale / oblique horizontale

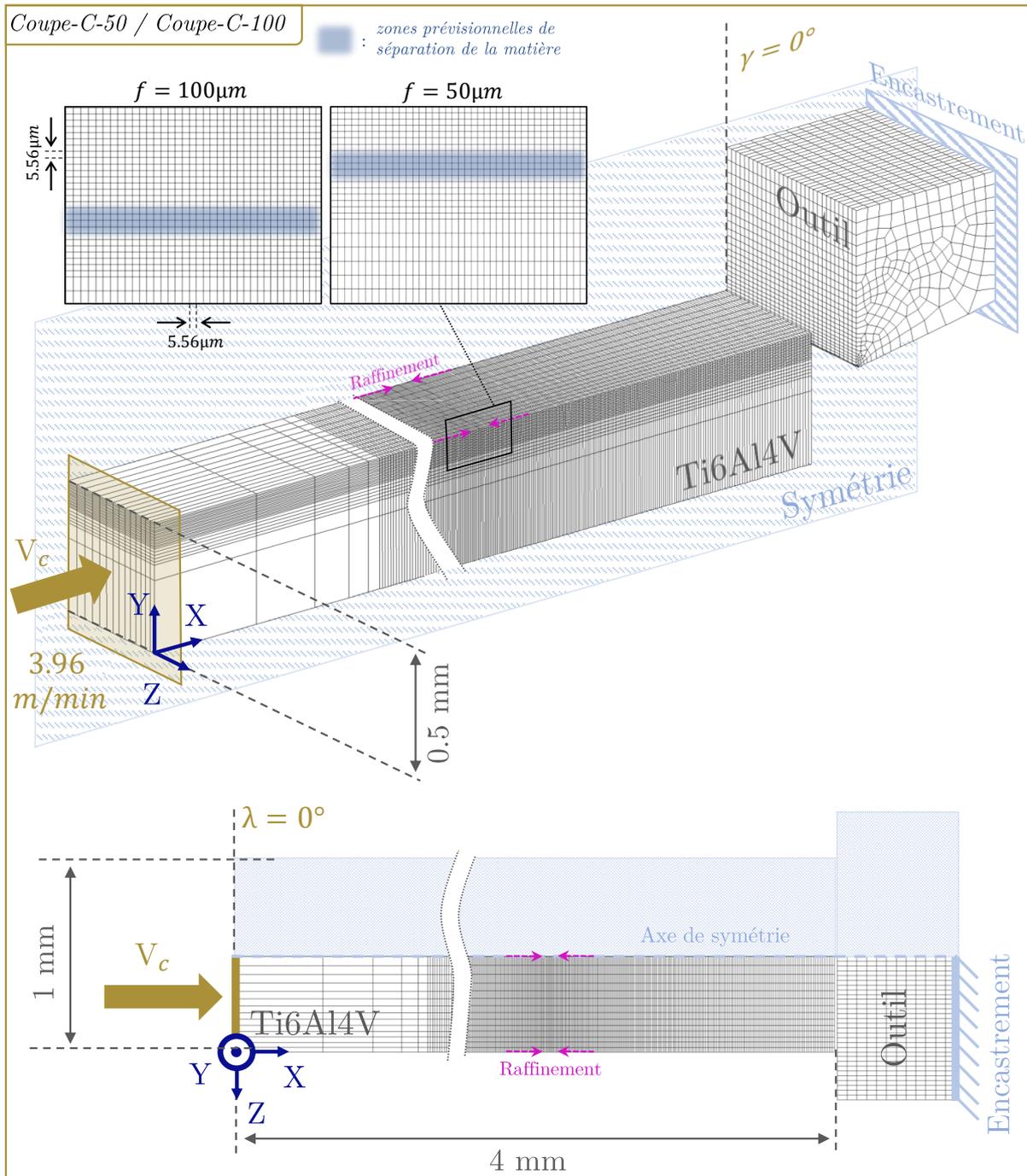
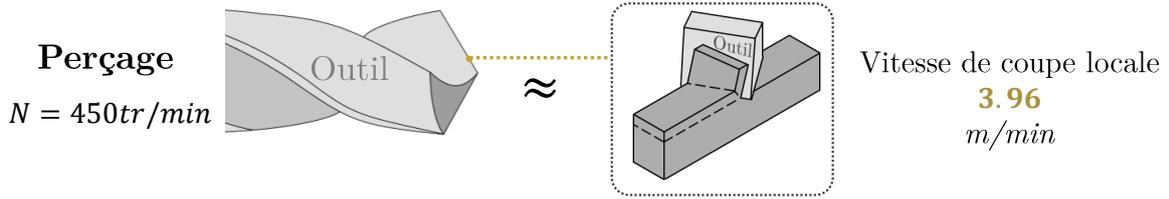


Figure A.2 – Échelle locale - Modèles éléments finis Coupe-C-50/Coupe-C-100 : coupe orthogonale pour  $\gamma_f = 0^\circ$ ,  $f = 50 - 100 \mu\text{m}$  et  $V_c = 3.96 \text{m/min}$

## Echelle locale : Compléments

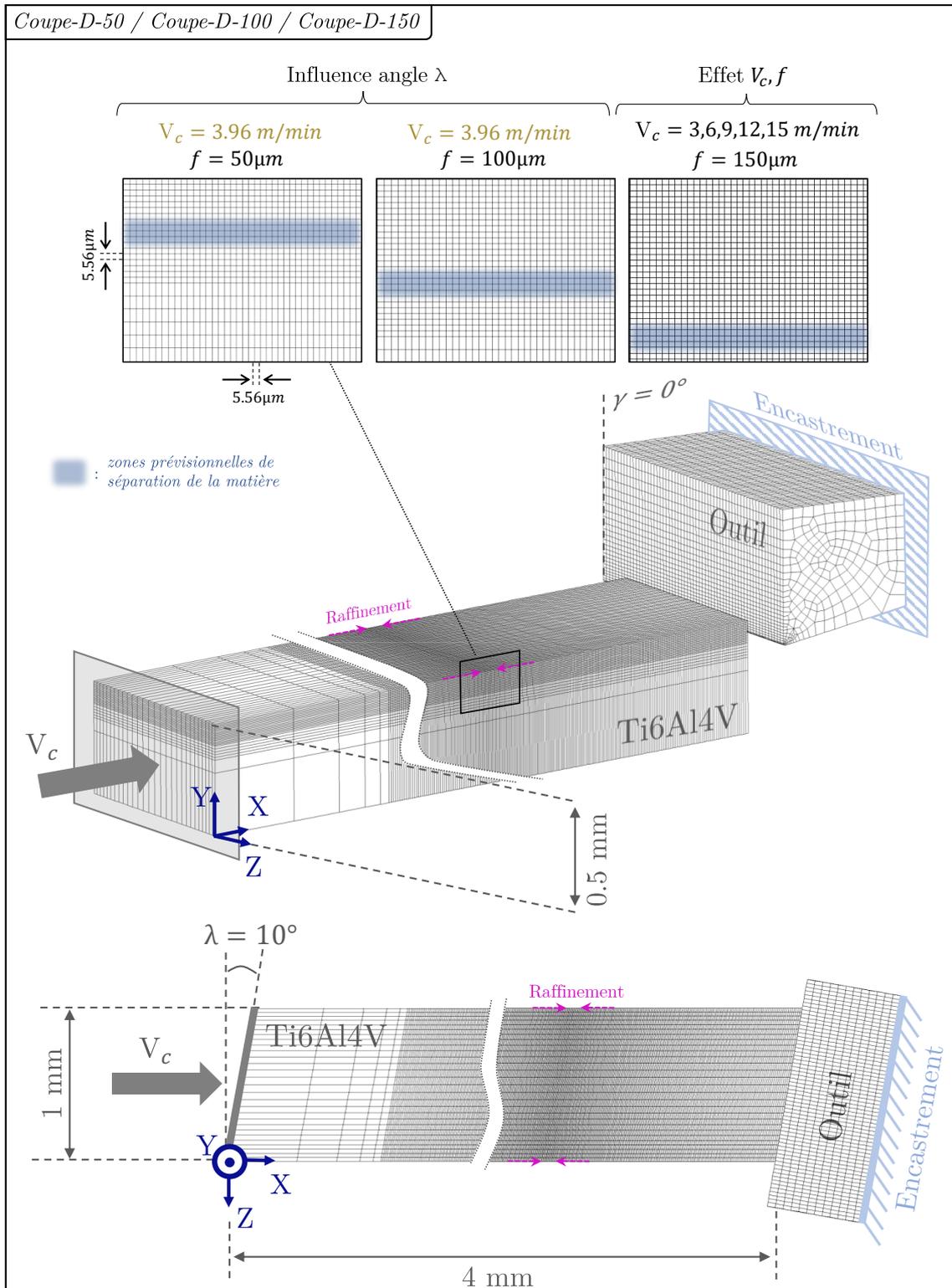


Figure A.3 – Étude complémentaire à l'échelle locale - Modèles éléments finis Coupe-D-50/Coupe-D-100 : coupe oblique horizontale pour  $\gamma_f = 0^\circ$ ,  $f = 50 - 100 - 150 \mu\text{m}$  et  $V_c$  comprise entre 3 et 15 m/min

## Echelle intermédiaire : Perçage de tubes

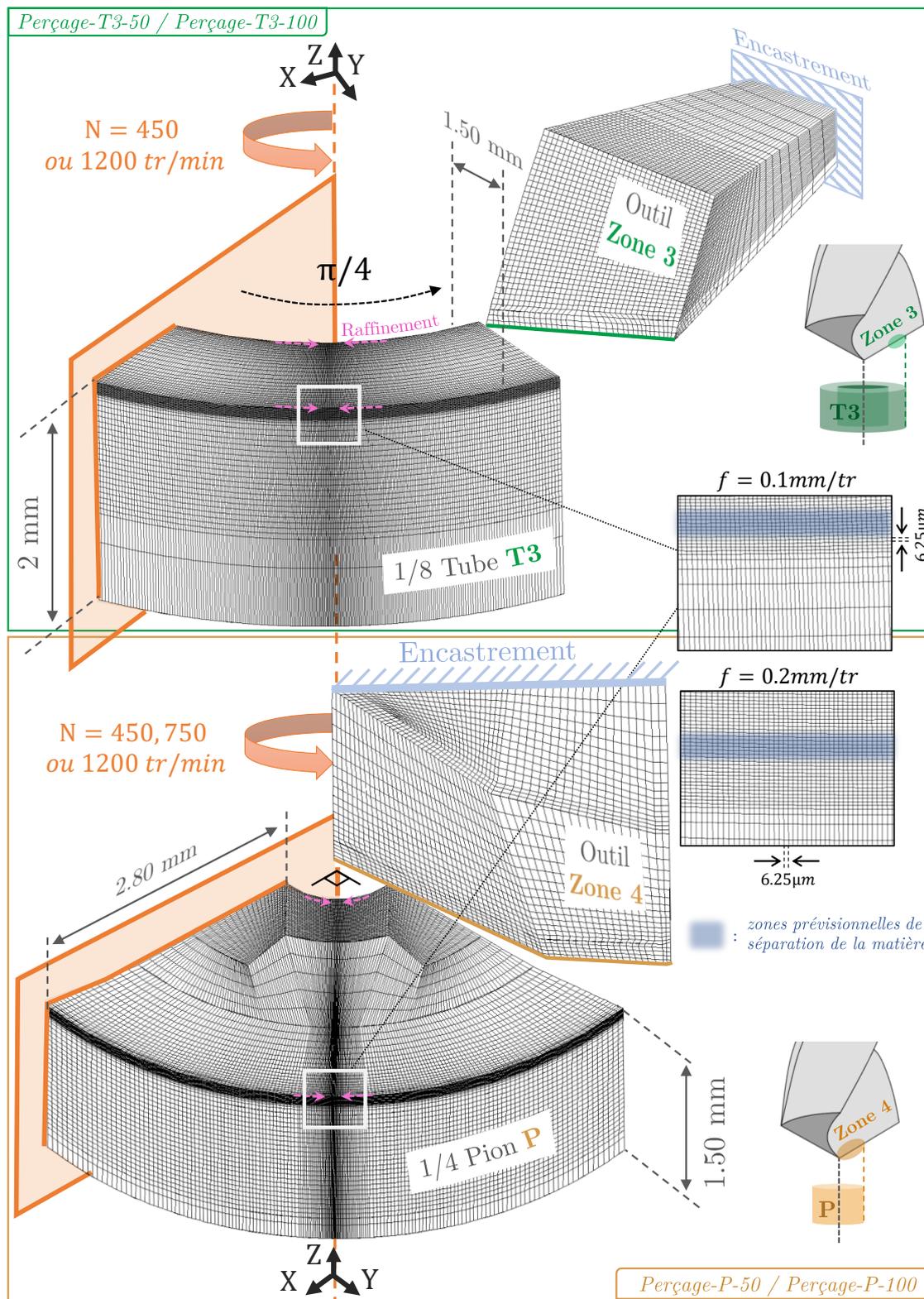


Figure A.4 – Échelle intermédiaire - Modèles éléments finis Perçage-T3-50/Perçage-T3-100/Perçage-P-50/Perçage-P-100 : perçage du tube **T3** et du pion **P** pour  $N$  compris entre 450 et 1200tr/min et  $f = 0.1 \text{ mm} - 0.2 \text{ mm/tr}$  sur un  $8^{\text{e}}$  - un quart de tour



## Expression du terme de diffusion

### Problématique

En émettant l'hypothèse que la conductivité thermique  $\lambda$  du Ti-6Al-4V évolue peu [Pawelko+2016] avec la température. Dans le repère  $\mathcal{R}$  (cylindrique et orthogonal), le terme  $\text{div}(\lambda \overrightarrow{\text{grad}}\Theta)$  de l'équation (3.25) devient :

$$\text{div}(\lambda \overrightarrow{\text{grad}}\Theta) = \lambda \Delta \Theta = \lambda \left( \frac{\partial^2 \Theta}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial \Theta}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \Theta}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial z^2} \right) \quad (\text{B.1})$$

Dans le cas d'une application sur un maillage structuré, les termes de droite sont évalués par différences finies en approximant chaque dérivée seconde par :

$$\frac{\partial^2 \Theta}{\partial x_i^2}(\mathbf{x}) = \frac{\Theta(\mathbf{x} + \delta_{x_i}) - 2\Theta(\mathbf{x}) + \Theta(\mathbf{x} - \delta_{x_i})}{\delta_{x_i}^2} \quad (\text{B.2})$$

où  $x_i$  correspond à la direction de  $\mathbf{x}$  suivant laquelle on cherche à évaluer la dérivée seconde de  $\Theta$  et  $\delta_{x_i}$  l'incrément selon cette même direction.

Cette approche classique pose dans le cas particulier des maillages définis précédemment deux types de problèmes :

- D'une part, la présence de l'angle  $\psi = 20^\circ$  conduit, pour les 5 maillages considérés, à des maillages cylindriques et non-orthogonaux rendant impossible l'utilisation directe de l'équation (B.1). En d'autres termes, si il est direct d'évaluer  $\Theta(r' \pm \delta_{r'})$  (i.e d'appliquer l'équation (B.2) sur  $\mathcal{R}'$ ), il ne l'est pas d'évaluer  $\Theta(r \pm \delta_r)$ .
- D'autre part, dans le cas du maillage  $\mathcal{M}^{(5)}$  le *pas radial* de maille  $\delta_r'$  n'est pas constant (voir figure 3.28) et prend donc des valeurs différentes en *avant* et en *arrière* du point de calcul. Ce point fera l'objet d'une section ultérieure.

### Repère non-orthogonal

Étant donné que les différences-finie spatiales ne peuvent être aisément évaluées que sur  $\mathcal{R}'$ , il convient d'écrire l'expression du Laplacien dans ce repère. Pour cela, on définit  $v$  l'application linéaire permettant de passer de  $\mathcal{R} = (\mathcal{O}, \vec{r}, \vec{\theta}, \vec{z})$  à  $\mathcal{R}' = (\mathcal{O}, \vec{r}', \vec{\theta}', \vec{z}')$  par :

$$\begin{aligned} v : \mathbb{R}^3 &\longrightarrow \mathbb{R}^3 \\ (r, \theta, z) &\longmapsto (r', \theta', z') \\ \mathbf{x} &\longmapsto \mathbf{x}' = v(\mathbf{x}) = A\mathbf{x} \end{aligned} \quad (\text{B.3})$$

L'évaluation de  $A$  matrice de passage entre les deux repères proposés  $\mathcal{R}$  et  $\mathcal{R}'$  est directe puisqu'il vient trivialement que :

$$A = \begin{pmatrix} 1/\cos(\psi) & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ -\tan(\psi) & 0 & 1 \end{pmatrix} \quad (\text{B.4})$$

Soit  $T$  la fonction qui à tout point  $\mathbf{x}$  dans  $\mathcal{R}$  renvoie la valeur de la température  $T(\mathbf{x})$  en ce point et  $\bar{T}$  la fonction qui renvoie la valeur de la température  $\bar{T}(\mathbf{x}')$  en tout point  $\mathbf{x}'$  du repère non-orthogonal  $\mathcal{R}'$ .

Il vient alors  $\bar{T}(\mathbf{x}') = (\bar{T} \circ v)(\mathbf{x}) = T(\mathbf{x})$  d'où  $\Theta = \bar{\Theta} \circ v$ .

## Évaluation du Gradient

Soit un repère cartésien  $\mathcal{R}''(\mathcal{O}, \vec{e}_i^i \in \{1; 2; 3\})$  dans  $\mathbb{R}^3$ . Il est alors possible d'écrire de la manière suivante la dérivée première suivant une direction donnée  $\vec{e}_i^i$  de  $\mathbf{x}$  en fonction des vecteurs de  $\mathbf{x}'$  par différences finies. Notons alors  $\delta_{\mathbf{x}} = \delta_{x_i} \vec{e}_i^i$ .

$$\begin{aligned} \frac{\partial \Theta}{\partial x_i}(\mathbf{x}) &= \frac{(\bar{\Theta} \circ v)(\mathbf{x} + \delta_{\mathbf{x}}) - (\bar{\Theta} \circ v)(\mathbf{x})}{\delta_{x_i}} + \varepsilon(\mathbf{x}, \delta_{\mathbf{x}}) \\ &= \frac{\bar{\Theta}(A \cdot (\mathbf{x} + \delta_{\mathbf{x}})) - \bar{\Theta}(A\mathbf{x})}{\delta_{x_i}} + \varepsilon(\mathbf{x}, \delta_{\mathbf{x}}) \\ &= \frac{\bar{\Theta}(A\mathbf{x} + A\delta_{\mathbf{x}}) - \bar{\Theta}(A\mathbf{x})}{\delta_{x_i}} + \varepsilon(\mathbf{x}, \delta_{\mathbf{x}}) \end{aligned} \quad (\text{B.5})$$

Or, en notant  $a_{i,j}$  les composantes de la matrice de passage  $A$  tels que  $i$  et  $j$  correspondent respectivement à ses lignes et ses colonnes, il vient  $A\delta_{\mathbf{x}} = \delta_{x_i} \sum_{j=1}^3 a_{j,i} \vec{e}_j^j$ . D'après le théorème de Taylor<sup>15</sup> :

$$\bar{\Theta}(A\mathbf{x} + A\delta_{\mathbf{x}}) = \bar{\Theta}(A\mathbf{x}) + \delta_{x_i} \sum_{j=1}^3 \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial x_j'}(A\mathbf{x}) a_{j,i} + o\left(\delta_{x_i} \sum_{j=1}^3 a_{j,i}\right) \quad (\text{B.6})$$

D'où :

$$\frac{\partial \Theta}{\partial x_i}(\mathbf{x}) = \sum_{j=1}^3 \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial x_j'}(x') a_{j,i} + o\left(\sum_{j=1}^3 a_{j,i}\right) + \varepsilon(\mathbf{x}, \delta_{\mathbf{x}}) \quad (\text{B.7})$$

Ainsi, cette dernière relation amène à la simplification suivante<sup>16</sup> :

$$\overrightarrow{\text{grad}}_{\bar{\Theta}} = \left( \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial x_1} ; \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial x_2} ; \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial x_3} \right) = \left( \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial x_1'} ; \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial x_2'} ; \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial x_3'} \right) \times A \quad (\text{B.8})$$

Par un raisonnement similaire, cette hypothèse se généralise aussi dans un repère cylindrique tel que  $\mathcal{R}$  :

$$\overrightarrow{\text{grad}}_{\bar{\Theta}} = \left( \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial r} ; \frac{1}{r} \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial \theta} ; \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial z} \right) = \left( \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial r'} ; \frac{1}{r} \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial \theta'} ; \frac{\partial \bar{\Theta}}{\partial z'} \right) \times A \quad (\text{B.9})$$

15.  $f(v + \delta v) = f(v) + \left( \frac{\partial f}{\partial v_1} \delta v_1 + \frac{\partial f}{\partial v_2} \delta v_2 + \dots \right) + \dots$

16. Il est à noter que le signe « = » est employé ici de façon abusive pour traduire les hypothèses réalisées et les relations réellement implémentées numériquement.

Cette formulation est en pratique plus facilement implémentable puisqu'elle permet d'évaluer les dérivées partielles dans  $\mathcal{R}'$  ce qui est direct. De plus, d'après l'expression de  $A$  de l'équation (B.4), l'expression ci-dessus s'exprime sur les maillages choisis par :

$$\overrightarrow{\text{grad}}\bar{\Theta} = \left( \frac{1}{\cos\psi} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial r'} - \tan\psi \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial z'} \right) \cdot \vec{r}' + \frac{1}{r} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial\theta'} \cdot \vec{\theta}' + \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial z'} \cdot \vec{z}' \quad (\text{B.10})$$

## Évaluation du Laplacien

L'expression du Laplacien se déduit de la définition de l'opérateur divergence. En effet sous l'hypothèse d'une conductivité constante  $\lambda$ ,  $\text{div}(\lambda \overrightarrow{\text{grad}}\bar{\Theta}) = \lambda \text{div}(\overrightarrow{\text{grad}}\bar{\Theta}) = \lambda \Delta\bar{\Theta}$ . Posons dans  $\mathcal{R}$  que  $\nabla T_{\bullet} = \overrightarrow{\text{grad}}T \cdot \vec{\bullet}$ , cela permet alors d'écrire :

$$\text{div}(\overrightarrow{\text{grad}}\bar{\Theta}) = \frac{1}{r} \frac{\partial(r\nabla\bar{\Theta}_r)}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial\nabla\bar{\Theta}_\theta}{\partial\theta} + \frac{\partial\nabla\bar{\Theta}_z}{\partial z} \quad (\text{B.11})$$

Rappelons que, d'après les équations (B.3), (B.4) et (B.10) :

$$\begin{cases} r = r' \cos\psi \\ \theta = \theta' \\ z = z' + r \tan\psi \\ \frac{\partial}{\partial r} \bullet = 1/\cos\psi \cdot \frac{\partial}{\partial r'} \bullet - \tan\psi \cdot \frac{\partial}{\partial z'} \bullet \\ \frac{\partial}{\partial\theta} \bullet = \frac{\partial}{\partial\theta'} \bullet \\ \frac{\partial}{\partial z} \bullet = \frac{\partial}{\partial z'} \bullet \end{cases}$$

$$\begin{aligned} \Delta\bar{\Theta} &= \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{r}{\cos\psi} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial r'} - r \cdot \tan\psi \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial z'} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial\theta} \left( \frac{1}{r} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial\theta'} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial z'} \right) \\ &= \frac{1}{r \cos\psi} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial r'} - \frac{\tan\psi}{r} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial z'} + \frac{1}{\cos\psi} \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial r'} \right) - \tan\psi \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial z'} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial\theta'^2} + \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial z'^2} \\ &= \frac{1}{r \cos\psi} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial r'} - \frac{\tan\psi}{r} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial z'} + \left( \frac{1}{\cos^2\psi} \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial r'^2} - \frac{\tan\psi}{\cos\psi} \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial z' \partial r'} \right) - \left( \frac{\tan\psi}{\cos\psi} \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial r' \partial z'} - \tan^2\psi \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial z'^2} \right) \\ &\quad + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial\theta'^2} + \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial z'^2} \\ &= \frac{1}{r' \cos^2\psi} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial r'} - \frac{\tan\psi}{r' \cos\psi} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial z'} + \frac{1}{\cos^2\psi} \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial r'^2} - 2 \frac{\tan\psi}{\cos\psi} \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial z' \partial r'} + (1 + \tan^2\psi) \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial z'^2} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial\theta'^2} \end{aligned}$$

Le Laplacien devient finalement :

$$\Delta\bar{\Theta} = \frac{1}{\cos^2\psi} \left( \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial r'^2} + \frac{1}{r'} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial r'} - 2 \sin\psi \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial r' \partial z'} + \frac{1}{r'^2} \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial\theta'^2} + \frac{\partial^2\bar{\Theta}}{\partial z'^2} - \frac{\sin\psi}{r'} \frac{\partial\bar{\Theta}}{\partial z'} \right) \quad (\text{B.12})$$

## Adaptation au cas particulier d'un maillage non uniforme

Les manipulations explicitées précédemment permettent l'application des opérateurs de différences finies directement sur les maillages présentés sur la figure 3.28. Cependant, il est à noter que si ces derniers sont uniformes suivant  $\vec{z}'$  et  $\vec{\theta}'$  (i.e qu'ils présentent un *pas* constant), ils ne le sont pas suivant  $\vec{r}'$ . Il convient donc de définir une approximation asymétrique tenant

compte des distances (notées  $\delta_{r'}^+$  et  $\delta_{r'}^-$ ) entre le point de calcul  $\bar{\Theta}(\mathbf{x}')$  et ses éléments précédent et suivant. Là encore, l'application du théorème de Taylor permet d'écrire que [Sundqvist+1970] :

$$\frac{\partial^2 \bar{\Theta}}{\partial r'^2}(\mathbf{x}') = \frac{2 [\delta_{r'}^- \bar{\Theta}(r' + \delta_{r'}^+, \theta', z') - (\delta_{r'}^+ + \delta_{r'}^-) \bar{\Theta}(r', \theta', z') + \delta_{r'}^+ \bar{\Theta}(r' - \delta_{r'}^-, \theta', z')]}{\delta_{r'}^+ \delta_{r'}^- (\delta_{r'}^+ + \delta_{r'}^-)} \quad (\text{B.13})$$

Cette dernière relation permet de résoudre le problème concernant le maillage  $\mathcal{M}^{(5)}$ . Néanmoins, cela n'est pas applicable dans le cas des autres maillages puisqu'ils ne possèdent que deux nœuds suivant  $\vec{r}'$ . En effet, la conduction suivant  $\vec{r}'$  y est négligée et des conditions aux limites sont alors évaluées (voir section 3.4.2.4).

## Déformations équivalentes de Hencky

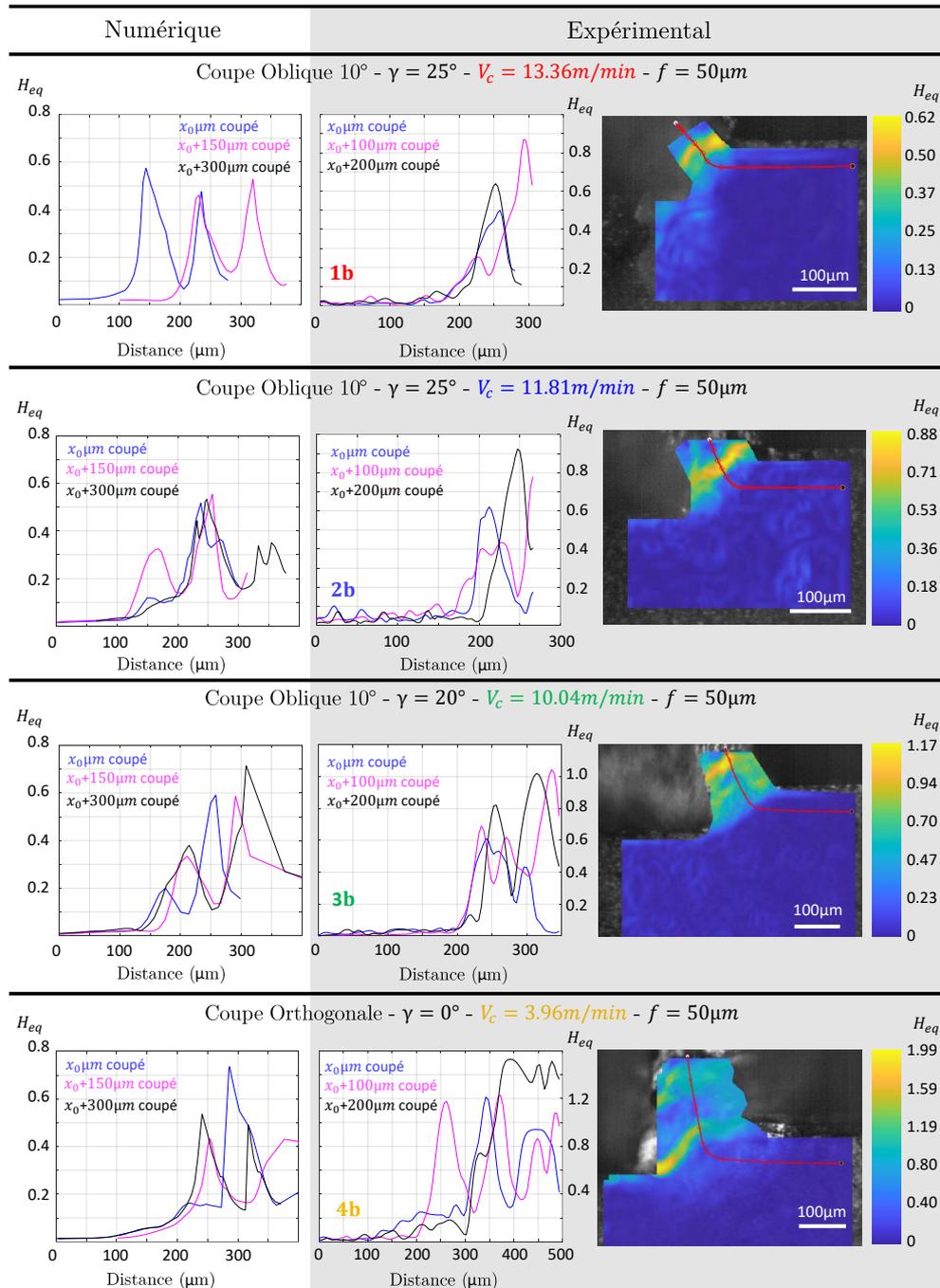


Figure C.1 – Profils de déformations obtenus expérimentalement et numériquement (gauche & centre) à différents instants - Champs de déformations expérimentaux et trajectoires sur lesquelles sont relevés les profils expérimentaux (droite) - Tests **1b**, **2b**, **3b** et **4b**



# Table des figures

1	Schéma descriptif de l'organisation du manuscrit – Chapitre 1 « Étude bibliographique sur le perçage », Chapitre 2 « Volet expérimental », Chapitre 3 « Modélisation numérique multi-échelle » & Chapitre 4 « Analyse des résultats obtenus »	2
1.1	Représentation (a) des paramètres géométriques au cours du procédé de coupe (b) des trois zones de cisaillement et (c) des flux de chaleur $\phi_C$ , $\phi_O$ et $\phi_P$ diffusant respectivement dans le copeau, l'outil et la pièce usinée.	7
1.2	Schématisation des morphologies de copeau les plus couramment rencontrées au cours de la coupe de matériaux métalliques : (a) continu (b) segmenté (c) festonné (d) élémentaire/discontinu	8
1.3	Copeaux polis et attaqués de Ti-6Al-4V au microscope optique : (a) festonné (b) continu [Komanduri+1981]	9
1.4	Étapes de formation de copeaux festonnés [Harzallah2018]	10
1.5	(a) Transformation allotropique du titane pur (b) Classification des alliages de titane usuels [Tricot1988]	11
1.6	Diverses microstructures obtenues pour l'alliage de titane Ti-6Al-4V après traitement thermomécanique	12
1.7	Schématisation de la géométrie classique d'un foret hélicoïdal	14
1.8	Schématisation de la variation des paramètres de coupe et de la vitesse de coupe le long de l'arête de coupe d'un foret sans amincissement d'âme	15
1.9	Évolution de l'angle de coupe $\gamma_f$ en fonction du rayon pour diverses géométries de foret [Claudin2006]	15
1.10	Schématisations des coupes (a) orthogonale (b) oblique horizontale (c) oblique verticale et (d) oblique-oblique - 3D avec génération de copeau (gauche) - 2D sans représentation du copeau (centre et droite)	16
1.11	Différents types de forets [Girion2017]	17
1.12	(a) Différents plans d'étude sur un foret en un point $M$ de son arête de coupe et définition de l'angle $\kappa_r$ (vue dans le plan $P_r$ ) (b) Représentation de l'angle de coupe « en travail » $\gamma_{ie}$ et des angles « en main » de coupe $\gamma_i$ , de taillant $\beta_i$ et de dépouille $\alpha_i$ en un point $M$ d'un plan $P_i$ de la zone de coupe (c) Différents plans d'étude sur un foret en un point $M$ de son arête de coupe et définition de l'angle $\lambda_s$ selon la géométrie de l'arête (vue dans le plan $P_s$ )	18
1.13	Formation d'un copeau hélicoïdale conique en perçage et écoulement le long de la goujure	19
1.14	Etape de formations du copeau hélicoïdal conique lors du perçage à sec du Ti-6Al-4V [Zhu+2018]	20

1.15	Influence des conditions de coupe sur la morphologie des copeaux lors du perçage à sec du Ti-6Al-4V [Zhu+2018] . . . . .	21
1.16	Images MEB de copeaux de Ti-6Al-4V pour une vitesse de coupe de 40m/min pour différentes avances : (a) 0.05mm/rev, (b) 0.13mm/rev, (c) 0.2mm/rev [Zhu+2018] 21	21
1.17	Modifications des mécanismes de coupe suite à l'usure de l'outil [Zeilmann+2012] - Dans ce cas particulier, c'est le listel qui assure l'enlèvement de matière : la coupe devient radiale . . . . .	22
1.18	Morphologie des copeaux obtenus [Bakkal+2005] (a) vue d'ensemble du copeau (b) zoom de la surface englobée par la fenêtre en (a) - (c) zoom de la surface englobée par la fenêtre en (b) mettant en évidence la segmentation du copeau - (d) segmentation du copeau à une échelle plus locale . . . . .	23
1.19	Exemple de maillage utilisé pour le perçage sur AdventEdge par Jrad [Jrad2007] 25	25
1.20	Modélisation du procédé de perçage de l'alliage d'aluminium réalisée au cours des travaux de thèse de Lacombe [Lacombe2021] (a) maillage (b) déformation plastique équivalente . . . . .	26
1.21	Modèles développés par Segurajauregi <i>et al.</i> [Segurajauregi+2015] (a) sans suppression d'éléments (b) avec suppression d'éléments . . . . .	27
1.22	Modélisation du procédé de perçage réalisée au cours des travaux de thèse de Girinon [Girinon2017] (a) maillage et stratégie (b) simulation du modèle R-ALE (c) application du chargement thermique au maillage Lagrangien (d) contraintes résiduelles en cours de calcul sur le maillage Lagrangien . . . . .	29
1.23	Instrumentation de l'évaluation de la température (a) à l'aide de thermocouples insérés dans les trous de lubrification en perçage [Lazoglu+2017] (b) par le biais d'un pyromètre dont la fibre optique est placée dans la pièce usinée proche de la zone de coupe [Ueda+2007] (c) en insérant des thermocouples dans la pièce percée en différentes profondeurs [Díaz-Álvarez+2015] . . . . .	32
1.24	(a) Image obtenue au cours de la coupe d'un acier sur lequel une grille a été appliquée - 150m/min - 0.3mm [Pujana+2008] (b) Champ de vitesse obtenu par PIV lors de la coupe d'un matériau fragile [Yadav+2018] (c) Champs de déplacements (gauche) et de déformations (droite) obtenus par DIC lors de la coupe de l'acier AISI4140 [Meurer+2020] . . . . .	33
1.25	(a) Dispositif expérimental, (b) configuration adoptée et (c) zone observée par [Pottier+2014] . . . . .	34
1.26	(a) Dispositif expérimental et (b) schématisation des instrumentations nécessaires aux mesures de Meurer <i>et al.</i> [Meurer+2020] . . . . .	35
1.27	(a) Dispositif expérimental et (b) exemple d'image photoélastique des champs de contraintes obtenus en perçage conventionnel avec lubrification par Isobe <i>et al.</i> [Isobe+2012] . . . . .	36
1.28	(a) Dispositif expérimental utilisé par Soler <i>et al.</i> [Soler+2018] (b) Exemple de champ thermique obtenu lors de la coupe de l'acier AISI4140 (c) lors de l'éjection du copeau . . . . .	38
1.29	Dispositifs expérimentaux utilisés par (a) Heigel <i>et al.</i> [Heigel+2017] (b) Artozoul <i>et al.</i> [Artozoul+2014] . . . . .	39
1.30	Dispositifs expérimentaux utilisés pour la mesure de champs thermiques en perçage de bord de plaque (a) par Cuesta <i>et al.</i> [Cuesta+2016] (b) par Xu <i>et al.</i> [Xu+2020] 40	40

1.31	Dispositif optique MADMACS développé par Whitenton <i>et al.</i> [Whitenton2010] pour la mesure in-situ simultanée de champs thermomécaniques au cours d'essais de coupe . . . . .	41
2.1	Angle de pointe, longueur utile et diamètre du foret hélicoïdal SECO Ø11mm SD203A-11.0-33-12R1-M utilisé au cours de cette présente étude . . . . .	44
2.2	Foret hélicoïdal SECO Ø11mm SD203A-11.0-33-12R1-M utilisé au cours des essais de perçage de cette présente étude . . . . .	44
2.3	Angles oblique horizontal, de coupe et de dépouille en main ( $\lambda_s$ , $\gamma_f$ et $\alpha_f$ ) et en travail ( $\lambda_{se}$ , $\gamma_{fe}$ et $\alpha_{fe}$ ), le long de l'arête de coupe du foret hélicoïdal SECO Ø11 SD203A-11.0-33-12R1-M . . . . .	45
2.4	Microstructures observées au MEB des alliages de titane Ti-6Al-4V retenus - (a) Origine 1 : disque poli, microstructure révélée au réactif de Weck (b) Origine 2 : têtes d'éprouvettes, microstructure révélée par une attaque chimique Kroll . . . . .	45
2.5	Copeaux de Ti-6Al-4V obtenus après une opération de perçage sans lubrification - Vitesse de broche : 725 tr/min - Avance : 0.1 mm/tr - foret SECO Ø11mm SD203A-11.0-33-12R1-M . . . . .	48
2.6	Hypothèse 3 : la géométrie de la zone de coupe en perçage se rapproche à l'échelle locale d'une configuration en coupe oblique horizontale . . . . .	49
2.7	Géométrie d'un copeau de perçage obtenu pour une vitesse de broche de $N = 450tr/min$ et une avance de $f = 0,1mm/tr$ et le foret présenté à la section 2.1.1 (droite) - et géométries obtenues localement le long de l'arête de coupe, donc pour des vitesses et angles de coupe locaux différents (gauche) . . . . .	51
2.8	Schématisation de la démarche scientifique employée dans ces travaux de thèse . . . . .	55
2.9	(a) Le dispositif DEXTER utilisé pour les essais de coupe orthogonale & oblique à l'échelle locale [Harzallah2018]. (b) Outils en carbure non revêtu présentant des angles de coupe de $[0^\circ ; 20^\circ ; 25^\circ]$ utilisés. . . . .	56
2.10	Représentation (CAO) de la géométrie des cales utilisés : (a) en coupe orthogonale - (b) en coupe oblique horizontale autorisant un angle $\lambda_s = 10^\circ$ . . . . .	57
2.11	(a) Instrumentation des caméras sur le dispositif optique VISIR en vue d'une acquisition de données sur le banc de coupe DEXTER (b) Système de fixation du foyer de l'éclairage au voisinage de la zone de coupe (c) Mise en place de l'angle $\lambda_s = 10^\circ$ en coupe oblique (d) Ensemble VISIR/Caméras vu de dessus . . . . .	58
2.12	(a) Image brute de la zone de coupe observée via le dispositif VISIR (b) Éprouvette de Ti-6Al-4V utilisée au cours des essais de coupe orthogonale et oblique . . . . .	59
2.13	Réponse spectrale du Ti-6Al-4V constituant l'éprouvette utilisée au cours des essais à l'échelle locale (20°C) et celle utilisée dans le cadre des essais de coupe orthogonale de M. Harzallah [Harzallah2018] - Le changement d'attaque chimique permet de maximiser l'émittivité . . . . .	60
2.14	Schématisation du dispositif optique VISIR - a) initial [Harzallah2018] - b) modifié et utilisé au cours des essais de coupe orthogonale et oblique . . . . .	61
2.15	Comparaisons des mouchetis et de leurs qualités (a) éclairage précédent - attaque Kroll (b) éclairage précédent - attaque Weck (c) Nouvel éclairage - attaque Weck . . . . .	63
2.16	Schématisation du dispositif expérimental utilisé pour les essais à l'échelle locale . . . . .	64

2.17	Influence du temps d'intégration et de la vitesse de coupe sur le déplacement d'un point matériel durant le temps d'intégration du capteur - Les points indiquent les configurations expérimentales retenues (voir tableau 2.2) . . . . .	64
2.18	(a) Image brute de la zone de coupe observée via le dispositif VISIR (b) Même image brute sur laquelle est superposée le champs de température issu de la caméra infrarouge à travers le dispositif optique VISIR . . . . .	65
2.19	Valeur du pic de Wien à différentes températures . . . . .	66
2.20	(a) Courbes de Planck à plusieurs températures pour l'alliage de titane Ti-6Al-4V et superposition des caméras thermiques disponibles à l'ICA [Harzallah2018] (b) Transmittance dans chacune des bandes spectrales . . . . .	66
2.21	Échantillons utilisés au cours des essais sur la machine CNC - après perçage (a) Tubes <b>T1</b> , <b>T2</b> , <b>T3</b> et pion <b>P</b> mouchetés, utilisés dans le cadre de l'étude à l'échelle intermédiaire (b) Pion <b>Pleine matière</b> utilisé pour l'étude à l'échelle macroscopique . . . . .	67
2.22	Comparaisons des mouchetis et de leurs qualités (a) Pion <b>P</b> (b) Tube <b>T3</b> (c) Tube <b>T2</b> (d) Tube <b>T1</b> (e) Pièce pleine matière <b>PM</b> . . . . .	69
2.23	Schématisation du dispositif expérimental utilisé pour les essais aux échelles dites « intermédiaire » et macroscopique . . . . .	71
2.24	Instrumentation des caméras pour la mesure in-situ de champs au cours d'essais de perçage de tubes/pions mouchetés sur la machine 5 axes DMG DMU85eVo . . . . .	72
2.25	(a) Image brute de la zone de coupe observée via les caméras au cours du perçage de tubes (b) Champ de température issu de la caméra infrarouge obtenu au cours du perçage de tube . . . . .	72
2.26	Mires utilisées pour la calibration métrique des images visibles et infrarouges aux échelles intermédiaire et macroscopique . . . . .	73
2.27	Distorsions obtenues pour l'objectif G1 en germanium instrumenté sur la caméra FLIR SC7000 pour les essais aux échelles intermédiaire et macroscopique - brutes a) et c) - lissées b) et d) . . . . .	75
2.28	Évolution des niveaux numériques de la caméra FLIR SC7000 dans le temps par rapport à leur valeur initiale - a) $t_i = 250\mu s$ - b) $t_i = 50\mu s$ . . . . .	76
2.29	Évolution de la température de la caméra FLIR SC7000 dans le temps . . . . .	77
2.30	Courbes d'étalonnage obtenues pour la caméra FLIR SC7000 pour les conditions d'essais des échelles locale, intermédiaire et macroscopique . . . . .	78
2.31	Évolution (a) des niveaux numériques moyens avec le % de pixels « chauds » (b) du rapport entre ces niveaux numériques et le temps d'intégration en fonction du % de pixels « chauds » . . . . .	79
2.32	Évolution de l'effet SSE en fonction du % d'éclairage du détecteur de la caméra pour un temps d'intégration $t_i = 100\mu s$ . . . . .	80
3.1	Morphologies des copeaux obtenus par le biais d'une modélisation FE Lagrangienne - Coupe orthogonale du Ti-6Al-4V (a) [Harzallah+2017] (b) [Ye+2014] (c) Coupe orthogonale de l'alliage d'aluminium A2024-T351 [Mabrouki+2008] (d) Perçage de l'acier AISI 1045 [Nan+2016] (e) Fraisage du Ti-6Al-4V [Wu+2015] . . . . .	85

3.2	Exemples de copeaux en formation (a) par un critère de séparation de matière appliqué à l'ensemble du matériau [Soliman+2020] (b) avec une zone sacrificielle [Soliman+2020] (c) par déboutonnage [Mamalis+2001] (d) par remaillage [Bäker2005] . . . . .	85
3.3	Maillage utilisé par Kim <i>et al.</i> pour leur modèle FE eulérien de la coupe orthogonale de l'acier SM20C [Kim+1999] . . . . .	86
3.4	Morphologies des copeaux obtenus en coupe orthogonale par le biais d'une modélisation FE Eulérienne - (a) [Benson+2004] (b) [Strenkowski+1990] . . . . .	87
3.5	Maillage utilisé par Senecaut <i>et al.</i> avec l'approche ALE pour leur modèle éléments finis (FEM) de la coupe orthogonale de l'acier AISI 1045 [Senecaut+2015] . . . . .	87
3.6	Morphologie des copeaux obtenus par le biais d'une modélisation FE par l'approche ALE lors de la coupe de l'acier AISI 4340 [Özel+2007] . . . . .	88
3.7	Maillage utilisé par Yessine Ayed avec l'approche CEL pour son modèle éléments finis de la coupe orthogonale du Ti17 [Ayed2013] . . . . .	89
3.8	Morphologies des copeaux obtenus par le biais d'une modélisation FE par l'approche CEL - (a) coupe orthogonale du Ti-6Al-4V [Ducobu+2017b] (b) fraisage de l'Al6061-T6 [Gao+2018] (c) perçage de l'AA7010 [Abdelhafeez+2016] (d) coupe orthogonale du Ti-6Al-4V avec modèle d'endommagement [Xu+2021] . . . . .	89
3.9	Champs de vitesses obtenus en pointe d'outil et identification d'une zone « morte » [Calamaz+2009] . . . . .	91
3.10	Schématisation du modèle de coupe mono-grain FEM-SPH utilisé par Shen <i>et al.</i> [Shen+2014b] . . . . .	92
3.11	Influence des modifications apportées à la formulation originale de Johnson-Cook (a) sur le terme concernant l'effet de la viscosité et (b) sur l'adoucissement thermique [Harzallah2018] . . . . .	93
3.12	Effet des extensions de Calamaz <i>et al.</i> [Calamaz+2008] et Hor [Hor2011] à la formulation originale de Johnson-Cook [Harzallah2018] . . . . .	93
3.13	Dimensions des éprouvettes chapeau utilisées au cours des essais sur la machine Gleeble et zone de cisaillement théorique [Harzallah2018] . . . . .	95
3.14	Résultats des essais de cisaillement dynamique sur la machine Gleeble [Harzallah2018] . . . . .	96
3.15	Plans d'évolution des paramètres $A$ , $B$ et $n$ avec la vitesse de déformation et la température - Superposition des valeurs de $A$ , $B$ et $n$ obtenues par méthode inverse [Harzallah2018] . . . . .	97
3.16	Représentation du critère de Mohr-Coulomb dans l'espace $(\bar{\epsilon}_f, \eta, \theta)$ [Harzallah2018] . . . . .	100
3.17	Représentation de l'ensemble des critères calibrés par Harzallah [Harzallah2018] dans le plan $(\bar{\epsilon}_f, \eta)$ sous l'hypothèse des contraintes planes . . . . .	101
3.18	Représentation par un plan de la contrainte maximale à la rupture en cisaillement $\tau_f$ en fonction de la température et de la vitesse de déformation [Harzallah2018] . . . . .	102
3.19	Déformations à rupture en fonction de l'angle de Lode normalisé et de la vitesse de coupe d'après la loi d'endommagement de Harzallah [Harzallah2018] et suite aux modifications apportées . . . . .	102
3.20	Modélisation du phénomène <i>stick-slip</i> à l'interface outil-matière . . . . .	103

3.21	Superposition de données brutes obtenues par Rech <i>et al.</i> [Rech+2013] et des modèles d'évolution du coefficient de frottement $\mu_{app}$ en fonction de la vitesse de glissement $v_g$ proposée dans ces travaux et ceux de M. Harzallah [Harzallah2018]	104
3.22	Évolution de $\beta_{int}$ avec la déformation plastique pour le Ti-6Al-4V (a) au cours d'essais de traction sous vide ( $0.001$ à $0.01s^{-1}$ ) [Knysh+2015] (b) à partir de données en compression ( $2000s^{-1}$ ), traction ( $1500 - 3400s^{-1}$ ) et cisaillement ( $5000 - 7000s^{-1}$ ) [Rittel+2017] (c) en traction ( $0.1$ et $6000s^{-1}$ ) [Smith2019]	108
3.23	Morphologies des copeaux numériques obtenues pour différentes évolutions du coefficient de Taylor Quinney $\beta_{TQ}$ avec l'endommagement $D$ - Coupe orthogonale avec un angle de coupe nul, une vitesse de coupe de $12m/min$ et une avance de $250\mu m$	110
3.24	Échelle locale - Modèles éléments finis Coupe-A-50/Coupe-A-100 : coupe oblique horizontale pour $\gamma_f = 25^\circ$ , $\lambda_s = 10^\circ$ $f = 50 - 100\mu m$ et $V_c = 11.81 - 13.36m/min$	115
3.25	Échelle intermédiaire - Modèles éléments finis Perçage-T1-50/Perçage-T1-100/Perçage-T2-50/Perçage-T2-100 : perçage des tubes <b>T1</b> et <b>T2</b> pour $N = 450 - 1200tr/min$ et $f = 0.1mm - 0.2mm/tr$ sur un $8^\circ$ de tour	116
3.26	Échelle macroscopique - Modèles éléments finis Perçage-PM-50/Perçage-PM-100 : perçage pleine matière pour $N = 450 - 1200tr/min$ et $f = 0.1mm - 0.2mm/tr$ sur un quart de tour	118
3.27	Morphologies des copeaux numériques obtenus par FEM aux différentes échelles	122
3.28	Vue d'ensemble des Maillages $\mathcal{M}^{(k)}$	124
3.29	Schématisation de la modélisation thermique par différences finies du procédé de perçage (cas d'un tube) : source de chaleur mobile et suppression d'éléments progressive	126
3.30	Superposition des maillages utilisés pour les modélisations éléments finis (modèle Perçage-T1-100) et par différences finies	127
3.31	Distribution circonférencielle du flux thermique provenant de la ZI et ZII telle qu'elle est évaluée par FEM et telle qu'elle est implémentée dans le modèle par différences finies (FDM)	127
3.32	a) Définition de la température moyenne dans l'épaisseur pour les maillages de tubes. b) Définition des éléments de surface et de volume associés à un nœud de maillage	128
3.33	Différents cas de figure de conditions aux limites convectives et radiatives pour les 5 maillages.	130
4.1	Champs de vitesses expérimentaux de déformations équivalentes $D_{eq}$ obtenus au cours des essais de coupe orthogonale et oblique horizontale des tests <b>4b</b> et <b>6b</b>	134
4.2	Champs expérimentaux de déformations équivalentes $H_{eq}$ obtenus au cours des essais de coupe orthogonale et oblique horizontale des tests <b>4b</b> et <b>6b</b>	135
4.3	Représentation des déformations de Green-Lagrange dans le plan déformation majeure - déformation mineure en coupe orthogonale et oblique horizontale des tests <b>4b</b> et <b>6b</b> - rouge : au sein de la bande de cisaillement - bleu : au sein d'un feston	136

4.4	Morphologie des copeaux générés en coupe élémentaire pour $\gamma_f = 0^\circ$ , $V_c = 3.96m/min$ et $f = 100\mu m$ (orthogonale/oblique) en fonction du temps normalisé (longueur coupée $\approx 100mm$ ) . . . . .	136
4.5	Efforts de coupe par millimètre d'arête obtenus en coupe orthogonale et oblique horizontale pour une avance de $50\mu m$ et de $100\mu m$ des tests <b>4a-b</b> et <b>6a-b</b> . . . . .	137
4.6	Champs expérimentaux de température obtenus au cours des essais de coupe orthogonale et oblique horizontale des tests <b>4b</b> et <b>6b</b> . . . . .	138
4.7	Profils instantanés expérimentaux de puissance calorifique volumique obtenus au cours des essais de coupe orthogonale et oblique horizontale des tests <b>4b</b> et <b>6b</b> . . . . .	139
4.8	Profils de déformations obtenus expérimentalement et numériquement (gauche & centre) à différents instants - Champs de déformations expérimentaux et trajectoires sur lesquelles sont relevés les profils expérimentaux (droite) - Tests <b>1a</b> , <b>2a</b> , <b>3a</b> et <b>4a</b> . . . . .	142
4.9	Profils de température obtenus expérimentalement et numériquement (gauche & centre) à différents instants - Champs de température expérimentaux et trajectoires sur lesquelles sont relevés les profils expérimentaux (droite) - Tests <b>1a</b> , <b>2a</b> , <b>3a</b> et <b>4a</b>	143
4.10	Profils de puissance volumique obtenus expérimentalement et numériquement (gauche & centre) à différents instants - Champs de puissance volumique expérimentaux et trajectoires sur lesquelles sont relevés les profils expérimentaux (droite) - Tests <b>1a</b> , <b>2a</b> , <b>3a</b> et <b>4a</b> . . . . .	144
4.11	Profils expérimentaux et numériques de déformations plastiques équivalentes obtenus après un tour de foret en perçage de tubes - Tests expérimentaux : <b>1-v1f1/v1f2</b> , <b>2-v1f1/v1f2</b> , <b>3-v1f1/v1f2</b> et <b>4-v1f1/v1f2</b> . . . . .	147
4.12	Champs expérimentaux et numériques de température obtenus au cours du premier tour de foret en perçage de tubes - Tests expérimentaux : <b>1-v1f1</b> , <b>2-v1f1</b> , <b>3-v1f1</b> et <b>4-v1f1</b> . . . . .	149
4.13	Flux thermique vertical obtenu numériquement pour 450tr/min et 0.1mm/tr - Confrontation essais-calculs du flux de chaleur sous l'outil et de l'énergie déposée par unité de surface par tour au cours du premier tour de foret en perçage de tubes - Tests expérimentaux : <b>1-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2</b> , <b>2-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2</b> , <b>3-v1f1/v2f1/v1f2/v2f2</b> et <b>4-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2</b> . . . . .	150
4.14	Flux thermique entrant obtenu expérimentalement pour 450tr/min et 0.1mm/tr pour le tube <b>T1</b> et le pion <b>P</b> : <b>1-v1f1</b> et <b>4-v1f1</b> . . . . .	151
4.15	Profils expérimentaux et numériques de température obtenus sur une génératrice verticale sur la paroi extérieure du tube percé - Tests expérimentaux : <b>1-v1f1</b> , <b>2-v1f1</b> , <b>3-v1f1</b> et <b>4-v1f12</b> . . . . .	153
4.16	Confrontation des champs expérimentaux et numériques de température obtenus sur la paroi extérieure du tube percé - Tests expérimentaux : <b>1-v1f1</b> , <b>2-v1f1</b> , <b>3-v1f1</b> et <b>4-v1f12</b> . . . . .	154
4.17	Confrontation essais-calculs de la température obtenue sur une zone fixe située au niveau de la surface générée en fin de perçage) - Tests expérimentaux : <b>1-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2</b> , <b>2-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2</b> , <b>3-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2</b> et <b>4-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2</b> . . . . .	155
4.18	Température estimée numériquement sur une zone mobile située sur la paroi extérieure, 1mm sous l'outil . . . . .	157

4.19	Prédiction numérique pour une vitesse de broche de $450tr/min$ et une avance de $0.1mm/tr$ - évolution de la part d'énergie déposée dans la matière finalement évacuée dans le copeau en fonction du nombre de tour et selon la position le long de l'arête de coupe du foret . . . . .	158
4.20	Efforts par millimètre d'arête obtenus expérimentalement et numériquement (FEM) au cours des essais de coupe élémentaire et de perçage de tubes/pions . . . . .	160
4.21	Morphologies des copeaux obtenus au cours des essais de coupe élémentaire et de perçage de tubes/pion . . . . .	162
4.22	Morphologie des copeaux générés en coupe élémentaire (orthogonale/oblique) en fonction du temps normalisé (longueur coupée $\approx 100mm$ ) . . . . .	163
4.23	Morphologies des copeaux numériques (FEM) obtenus en <b>Zone 4</b> en coupe orthogonale et lors du perçage du pion <b>P</b> pour une hauteur de copeau de $100\mu m$ . . . . .	163
4.24	Flux de chaleur obtenus expérimentalement (IR) sous l'outil en coupe élémentaire et numériquement (FEM) au cours des essais de perçage de tubes/pions . . . . .	164
4.25	Efforts et couples obtenus expérimentalement au cours des essais de perçage pleine matière et de tubes/pions . . . . .	165
4.26	Morphologies des copeaux obtenus en perçage pleine matière et de tubes/pion . . . . .	167
4.27	Morphologie du copeau généré numériquement (FEM) en perçage pleine matière pour $1200tr/min$ et $200\mu m/tr$ . . . . .	168
4.28	Flux de chaleur obtenus numériquement (FEM) $50\mu m$ sous l'arête de coupe au cours des essais de perçage pleine matière et de tubes/pions . . . . .	169
4.29	Profils expérimentaux et numériques de température obtenus sur une génératrice verticale sur la paroi extérieure de la pièce percée - Tests expérimentaux : <b>5-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2</b> . . . . .	172
4.30	Sources de chaleur expérimentales et numériques obtenues sur une génératrice verticale sur la paroi extérieure de la pièce percée - Tests expérimentaux : <b>5-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2</b> . . . . .	174
4.31	Conicité arrière du foret SECO utilisé (voir section 2.1.1 au chapitre 2) - angle au sommet du cône de $0.3043^\circ$ . . . . .	175
4.32	Morphologies des copeaux obtenus au cours des différents tests <b>5-v1f1/v1f2/v2f1/v2f2</b> et du test complémentaire en fond de trou . . . . .	176
4.33	Représentation spatio-temporelle des sources de chaleur expérimentales - abscisse : le temps - ordonnée : une colonne correspond à la génératrice verticale sur laquelle les valeurs de la source de chaleur sont relevées) . . . . .	177
4.34	Contraintes équivalentes évaluées numériquement (FEM) en perçage pleine matière $50\mu m$ sous l'arête de coupe du foret . . . . .	178
4.35	Température évaluée numériquement (FDM) $1mm$ sous la pointe de l'outil en fonction de la vitesse de coupe (au niveau du bec) et de l'avance après $2mm$ et $7mm$ percés - Représentation des points de calculs en rouge . . . . .	179
4.36	Prédictions numériques (FDM) après $2mm$ et $7mm$ percés en fonction de la vitesse de coupe (au bec) et de l'avance : (a) Part d'énergie stockée dans la matière finalement évacuée par le copeau (b) Énergie déposée dans la matière percée . . . . .	180

---

4.37	Schématisation de la démarche scientifique employée dans ces travaux de thèse : validation des différentes étapes . . . . .	184
A.1	Échelle locale - Modèles éléments finis Coupe-B-50/Coupe-B-100 : coupe oblique horizontale pour $\gamma_f = 20^\circ$ , $\lambda_s = 10^\circ$ , $f = 50 - 100\mu m$ et $V_c = 10.04m/min$ . . . .	190
A.2	Échelle locale - Modèles éléments finis Coupe-C-50/Coupe-C-100 : coupe orthogo- nale pour $\gamma_f = 0^\circ$ , $f = 50 - 100\mu m$ et $V_c = 3.96m/min$ . . . . .	191
A.3	Étude complémentaire à l'échelle locale - Modèles éléments finis Coupe-D-50/Coupe- D-100 : coupe oblique horizontale pour $\gamma_f = 0^\circ$ , $f = 50 - 100 - 150\mu m$ et $V_c$ comprise entre 3 et $15m/min$ . . . . .	192
A.4	Échelle intermédiaire - Modèles éléments finis Perçage-T3-50/Perçage-T3-100/Perçage- P-50/Perçage-P-100 : perçage du tube <b>T3</b> et du pion <b>P</b> pour $N$ compris entre 450 et $1200tr/min$ et $f = 0.1mm - 0.2mm/tr$ sur un $8^e$ - un quart de tour . . . .	193
C.1	Profils de déformations obtenus expérimentalement et numériquement (gauche & centre) à différents instants - Champs de déformations expérimentaux et trajectoires sur lesquelles sont relevés les profils expérimentaux (droite) - Tests <b>1b</b> , <b>2b</b> , <b>3b</b> et <b>4b</b> . . . . .	199



# Liste des tableaux

1.1	Composition du Ti-6Al-4V en % massique (AFNOR $L_{14-601}$ ) . . . . .	11
1.2	Propriétés du Ti-6Al-4V à l'ambiante après un recuit 700-785°C [Lampman1990]	12
1.3	Taux d'usinabilité de quelques matériaux [Donyo2002] . . . . .	12
2.1	Compositions chimiques en % massique des échantillons de Ti-6Al-4V utilisés dans ces présents travaux ainsi que lors des travaux précédents de M. Harzallah [Harzallah2018] - Proportions de phase $\beta$ et taille des grains des différents Ti-6Al-4V	46
2.2	Paramètres et conditions de coupe des différents tests effectués sur le banc de coupe	57
2.3	Paramètres et conditions de coupe des tests effectués sur le banc de coupe . . . . .	65
2.4	Conditions des essais de perçage et dimensions des échantillons percés . . . . .	70
2.5	Paramètres et conditions de coupe des différents tests effectués sur la machine CNC - émissivité moyenne des mouchetis des différents échantillons . . . . .	73
3.1	Diverses lois de comportement proposées dans la littérature . . . . .	94
3.2	Paramètres décrivant l'équation de plan pour chacun des paramètres $A$ , $B$ et $n$ [Harzallah2018] . . . . .	98
3.3	Caractéristiques des matériaux étudiés (FEM) . . . . .	113
3.4	Récapitulatif de l'ensemble des modèles éléments finis réalisés, des essais effectués (voir chapitre 2) et des confrontations essais-calculs . . . . .	119
4.1	Valeurs expérimentales du pic de dissipation de $w'_{ch}$ et du rapport $w'_{ch}/V_c$ pour les quatre tests <b>1a</b> , <b>2a</b> , <b>3a</b> et <b>4a</b> . . . . .	141



# Bibliographie

- [Abdelhafeez+2016] Ali Mohamed Abdelhafeez, Sein Leung Soo, David Aspinwall, Anthony Dowson et Dick Arnold. “[A Coupled Eulerian Lagrangian Finite Element Model of Drilling Titanium and Aluminium Alloys](#)”. In: *SAE International Journal of Aerospace* 9.1 (2016), p. 198-207 (cf. p. 24, 89, 90).
- [Abdulateef+2015] Osamah F Abdulateef et Lara A Salman. “Thermal Field Analysis of Oblique Machining Process with Infrared Image for AA6063-T6”. In: 11.1 (2015) (cf. p. 38).
- [Abouridouane+2013] M. Abouridouane, F. Klocke et D. Lung. “[Microstructure-based 3D finite element model for micro drilling carbon steels](#)”. In: *Procedia CIRP* 8 (2013), p. 94-99 (cf. p. 25).
- [Agarwal+2015] Harshit Agarwal, Akshay Amaranath, Yogesh Jamthe et Suhasini Gururaja. “[An Investigation of Cutting Mechanisms and Strain Fields during Orthogonal Cutting in CFRPs](#)”. In: *Machining Science and Technology* 19.3 (2015), p. 416-439 (cf. p. 35).
- [Ahmed+2016] L. Shakeel Ahmed et M. Pradeep Kumar. “Cryogenic Drilling of Ti-6Al-4V Alloy Under Liquid Nitrogen Cooling”. In: *Materials and Manufacturing Processes* 31 (2016), p. 951-959 (cf. p. 6).
- [Akarca+2008] S. S. Akarca, X. Song, W. J. Altenhof et A. T. Alpas. “[Deformation behaviour of aluminium during machining: Modelling by Eulerian and smoothed-particle hydrodynamics methods](#)”. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications* 222.3 (2008), p. 209-221 (cf. p. 84-86).
- [Akhavan Farid+2011a] Ali Akhavan Farid et Safian Sharif. “Chip morphology study in high speed drilling of Al-Si alloy”. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 57 (2011), p. 555-564 (cf. p. 22).
- [Akhavan Farid+2011b] Ali Akhavan Farid, Safian Sharif et Mohd Hasbullah Idris. “[Chip morphology study in high speed drilling of Al-Si alloy](#)”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 57.5-8 (2011), p. 555-564 (cf. p. 30).
- [Allahverdizadeh+2015] Nima Allahverdizadeh, Andrea Gilioli, Andrea Manes et Marco Giglio. “An experimental and numerical study for the damage characterization of a Ti-6AL-4V titanium alloy”. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 93 (2015), p. 32-47 (cf. p. 98).
- [Anukhin+2018] I.V. Anukhin, S.A. Lyubomudrov, V.I. Anukhin et N.V. Nikitkov. “[Method of temperature measurement in cutting zone while turning using portable class thermal imaging system](#)”. In: 157 (2018), p. 51-55 (cf. p. 32, 38).
- [Arif+2019] Rabiae Arif, Guillaume Fromentin, Frédéric Rossi et Bertrand Marcon. “[Mechanical analysis of local cutting forces and transient state when drilling of heat-resistant austenitic stainless steel](#)”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 104.5-8 (2019), p. 2247-2258 (cf. p. 31).
- [Arrazola+2015] Pedro J. Arrazola, Patxi Aristimuno, Daniel Soler et Tom Childs. “[Metal cutting experiments and modelling for improved determination of chip/tool contact temperature by infrared thermography](#)”. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 64.1 (2015), p. 57-60 (cf. p. 37, 39).

- [Artozoul+2014] Julien Artozoul, Christophe Lescalier, Olivier Bomont et Daniel Dudzinski. “Extended infrared thermography applied to orthogonal cutting: Mechanical and thermal aspects”. In: *Applied Thermal Engineering* 64.1-2 (2014), p. 441-452 (cf. p. 37-39).
- [Atlati+2011] S. Atlati, B. Haddag, M. Nouari et M. Zenasni. “Analysis of a new Segmentation Intensity Ratio SIR to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51.9 (2011), p. 687-700 (cf. p. 84, 86).
- [Avevor+2017] Y. Avevor, J. Vincent, L. Faure, A. Moufki et S. Philippon. “An ALE approach for the chip formation process in high speed machining with transient cutting conditions: Modeling and experimental validation”. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 130.January (2017), p. 546-557 (cf. p. 84, 85, 87, 88).
- [Ayed2013] Yessine Ayed. “Approches expérimentales et numériques de l’usinage assisté jet d’eau haute pression : étude des mécanismes d’usure et contribution à la modélisation multi-physiques de la coupe”. Thèse de doct. 2013 (cf. p. 6, 8, 9, 13, 22, 25, 89, 90).
- [Badulescu+2011] C. Badulescu, Grédiac M., H. Haddadi, Jean-Denis Mathias, X. Balandraud et H.S. Tran. “Applying the grid method and infrared thermography to investigate plastic deformation in aluminium multicrystal”. In: *Mechanics of Materials* 43.1 (2011), p. 36-53 (cf. p. 41).
- [Bai+2019] Xiaofan Bai, Shujun Hou, Kai Li, Yunxia Qu et Tao Zhang. “Experimental investigation of the temperature elevation in bone drilling using conventional and vibration-assisted methods”. In: *Medical Engineering and Physics* 69 (2019), p. 1-7 (cf. p. 39).
- [Bailey+1976] J. A. Bailey et S. Jeelani. “Determination of subsurface plastic strain in machining using an embossed grid”. In: *Wear* 36.2 (1976), p. 199-206 (cf. p. 33).
- [Baizeau+2015] T. Baizeau, S. Campocasso, G. Fromentin, F. Rossi et G. Poulachon. “Effect of rake angle on strain field during orthogonal cutting of hardened steel with c-BN tools”. In: *Procedia CIRP* 31 (2015), p. 166-171 (cf. p. 146).
- [Baizeau+2017] T. Baizeau, S. Campocasso, G. Fromentin et R. Besnard. “Kinematic Field Measurements During Orthogonal Cutting Tests via DIC with Double-frame Camera and Pulsed Laser Lighting”. In: *Experimental Mechanics* 57.4 (2017), p. 581-591 (cf. p. 35, 36, 146).
- [Bäker2005] Martin Bäker. “Finite element investigation of the flow stress dependence of chip formation”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 167.1 (2005), p. 1-13 (cf. p. 85).
- [Bäker2006] M. Bäker. “Finite element simulation of high-speed cutting forces”. In: *Journal of Materials Processing Technology* (2006) (cf. p. 94).
- [Bakkal+2005] Mustafa Bakkal, J. Albert Shih, Samuel B. McSpadden, C.T. Liu et Ronald O. Scattergood. “Light emission, chip morphology, and burr formation in drilling the bulk metallic glass”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45 (2005), p. 741-752 (cf. p. 22, 23).
- [Bao+2004] Y. Bao et T. Wierzbicki. “On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space”. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 45.1 (2004), p. 81-98 (cf. p. 99).
- [Barry+2001] J. Barry, G. Byrne et D. Lennon. “Observations on Chip Formation and Acoustic Emission in Machining Ti6Al4V Alloy”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 41 (2001), p. 1055-1070 (cf. p. 9).
- [Barsoum+2007] I. Barsoum et J. Faleskog. “Rupture mechanisms in combined tension and shear—experiments”. In: *International Journal of Solids and Structures* 44.6 (2007), p. 1768-1786 (cf. p. 98).

- 
- [Batzer+1998] S. A. Batzer, D. M. Haan, P. D. Rao, W. W. Olson et J. W. Sutherland. “Chip morphology and hole surface texture in the drilling of cast Aluminum alloys”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 79.1-3 (1998), p. 72-78 (cf. p. 30).
- [Bayoumi+1995] A. E. Bayoumi et J. Q. Xie. “Some metallurgical aspects of chip formation in cutting Ti-6wt.%Al-4wt.%V alloy”. In: *Materials Science and Engineering A* 190.1-2 (1995), p. 173-180 (cf. p. 9).
- [Benmessaoud+2020] Fatna Benmessaoud, Mohammed Cheikh, Vincent Velay, Vanessa Vidal et Hiroaki Matsumoto. “Role of grain size and crystallographic texture on tensile behavior induced by sliding mechanism in Ti-6Al-4V alloy”. In: *Materials Science and Engineering: A* 774 (2020), p. 138835 (cf. p. 45).
- [Beno+2012] T. Beno et U. Hulling. “Measurement of cutting edge temperature in drilling”. In: *Procedia CIRP* 3.1 (2012), p. 531-536 (cf. p. 32).
- [Benson+2004] David J. Benson et Shigenobu Okazawa. “Contact in a multi-material Eulerian finite element formulation”. In: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 193.39-41 SPEC. ISS. (2004), p. 4277-4298 (cf. p. 86, 87).
- [Benson2019] David.J Benson. “An efficient, accurate, simple ale method for nonlinear finite element programs”. In: *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 72.3 (2019), p. 305-350 (cf. p. 87).
- [Bever+1973] M.B. Bever, D.L. Holt et A.L. Titchener. “The stored energy of cold work”. In: *Progress in Materials Science* 17 (1973), p. 5-177 (cf. p. 107).
- [Bhatt+2010] A. Bhatt, H. Attia, R. Vargas et V. Thomson. “Wear Mechanisms of wc Coated and Uncoated Tools in Finish Turning of Inconel 718”. In: *Tribology International* 43 (2010), p. 1113-1121 (cf. p. 22).
- [Biermann+2012] D. Biermann, I. Iovkov, H. Blum, A. Rademacher, K. Taebi et N. Suttmeier F.T. and Klein. “Thermal Aspects in Deep Hole Drilling of Aluminium Cast Alloy Using Twist Drills and MQL”. In: *Procedia CIRP* 3 (2012), p. 245-250 (cf. p. 25).
- [Blanchet2015] Florent Blanchet. “Étude de la coupe en perçage par le biais d’essais élémentaires en coupe orthogonale. Application aux composites Carbone/Epoxy”. Thèse de doct. 2015 (cf. p. 13, 56).
- [Boivineau+2006] M. Boivineau, C. Cagran, D. Doytier, V. Eyraud, M.-H. Nadal, B. Wilthan et G. Pottlacher. “Thermophysical Properties of Solid and Liquid Ti-6Al-4V (TA6V) Alloy”. In: *International Journal of Thermophysics* 27 (2006), p. 507-529 (cf. p. 6).
- [Bonnet+2021a] Camille Bonnet, Thomas Pottier et Yann Landon. “Development of a multi-scale and coupled cutting model for the drilling of Ti-6Al-4V”. In: *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 35 (2021), p. 526-540 (cf. p. 156).
- [Bonnet+2021b] Camille Bonnet, Thomas Pottier et Yann Landon. “Validation d’un modèle numérique de la coupe oblique du Ti-6Al-4V par mesures de champs thermomécaniques couplées”. In: *Manufacturing’21 - France* (2021), 14p (cf. p. 112, 145).
- [Bonnet2010] Cédric Bonnet. “Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l’empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone”. Thèse de doct. l’École Nationale Supérieure d’Arts et Métiers, 2010 (cf. p. 11, 22).
- [Bono+2002] Matthew Bono et Jun Ni. “A Model for Predicting the Heat Flow into the Workpiece in Dry Drilling”. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 124 (2002), p. 773-777 (cf. p. 25).
- [Boyer+2007] R. Boyer, E.W. Collings et G. Welsch. *Materials Properties Handbook : Titanium Alloys, 4ème édition*. ASM International, 2007 (cf. p. 10).

- [Braham2011] Tarek Bouchnak Braham. “Etude du comportement en sollicitations extrêmes et de l’usinabilité d’un nouvel alliage de titane aéronautique : le ti555-3”. In: *Thèse* (2011) (cf. p. 8, 9).
- [Brown+2019] M. Brown, P. Crawforth, R. M’Saoubi, T. Larsson, B. Wynne, A. Mantle et H. Ghadbeigi. “Quantitative characterization of machining-induced white layers in Ti-6Al-4V”. In: *Materials Science and Engineering : A* 764 (2019), p. 138220 (cf. p. 30).
- [Brynk+2018] T. Brynk et B. Romelczyk-Baishya. “Residual stress estimation based on 3D DIC displacement field measurement around drilled holes”. In: *Procedia Structural Integrity* 13 (2018), p. 1267-1272 (cf. p. 31).
- [Calamaz+2008] Madalina Calamaz, Dominique Coupard et Franck Girot. “A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48.3-4 (2008), p. 275-288 (cf. p. 11, 85, 93, 94).
- [Calamaz+2009] M. Calamaz, J. Limido, M. Nouari, C. Espinosa, D. Coupard, M. Salaün, F. Girot et R. Chieragatti. “Toward a better understanding of tool wear effect through a comparison between experiments and SPH numerical modelling of machining hard materials”. In: *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* 27.3 (2009), p. 595-604 (cf. p. 85, 90, 91).
- [Calamaz+2012] M. Calamaz, D. Coupard et F. Girot. “Strain field measurement in orthogonal machining of a titanium alloy”. In: *Advanced Materials Research* 498 (2012), p. 237-242 (cf. p. 35).
- [Campbell2006] F.C. Campbell. *Manufacturing technology for aerospace structural materials*. Elsevier, 2006 (cf. p. 10).
- [Cantero+2005] J. L. Cantero, M. M. Tardío, J. A. Canteli, M. Marcos et M.H. Miguélez. “Dry Drilling of Alloy Ti6Al4V”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45 (2005), p. 1246-1255 (cf. p. 30).
- [Carroll+1988] John T. Carroll et John S. Strenkowski. “Finite element models of orthogonal cutting with application to single point diamond turning”. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 30.12 (1988), p. 899-920 (cf. p. 86).
- [Charney+1950] J.G Charney, R. Fjörtoft et J. Von Neumann. “Numerical Integration of the Barotropic Vorticity Equation”. In: *Tellus* 2.4 (1950), p. 237-254 (cf. p. 125).
- [Chatterjee+2016] Suman Chatterjee, Siba Sankar Mahapatra et Kumar Abhishek. “Simulation and optimization of machining parameters in drilling of titanium alloys”. In: *Simulation Modelling Practice and Theory* 62 (2016), p. 31-48 (cf. p. 84).
- [Che-Haron2001] C. Che-Haron. “Tool life and surface integrity in turning titanium alloy”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 118.1-3 (2001), p. 231-237 (cf. p. 30).
- [Chen+2013] Guang Chen, Chengzu Ren, Pan Zhang, Kuihu Cui et Yuanchen Li. “Measurement and finite element simulation of micro-cutting temperatures of tool tip and workpiece”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 75 (2013), p. 16-26 (cf. p. 31, 38).
- [Chen+2014] Guang Chen, Jun Li, Yinglun He et Chengzu Ren. “A new approach to the determination of plastic flow stress and failure initiation strain for aluminum alloys cutting process”. In: *Computational Materials Science* 95 (2014), p. 568-578 (cf. p. 85).
- [Childs+2000] T.H.C Childs, K. Maekawa, T. Obikawa et Y. Yamane. “Metal Machining theory and applications”. In: *Arnold* (2000) (cf. p. 22).
- [Childs+2015] T.H.C Childs, C.J. Evans, Browy, E.C., J.R. Troutman et E. Paul. “Tool temperatures and wear in micro-machining Cu-Ni alloys with diamond tools: models, simulations and experiments”. In: *Procedia CIRP* 31 (2015), p. 270-275 (cf. p. 107).

- 
- [Chrysochoos+1989] A. Chrysochoos, O. Maisonneuve, G. Martin, H. Caumon et J.C. Chezeaux. “Plastic and dissipated work and stored energy”. In: *Nuclear Engineering and Design* 114.3 (1989), p. 323-333 (cf. p. 105).
- [Claudin+2010] Christophe Claudin, Alexandre Mondelin, Joel Rech et Guillaume Fromentin. “Effects of a straight oil on friction at the tool-work material interface in machining”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 50.8 (2010), p. 681-688 (cf. p. 6).
- [Claudin2006] C. Claudin. “Influence des conditions opératoires sur le procédé de perçage : Application aux structures mécano-soudées en acier bas carbone”. Thèse de doct. 2006 (cf. p. 15).
- [Cockcroft+1968] M.G. Cockcroft et D.J. et Latham. “Ductility and the workability of metals”. In: *Journal of the Institute of Metals* 96.1 (1968), p. 33-39 (cf. p. 99).
- [Combres+1991] Y. Combres et B. Champin. “Traitements Thermiques des Alliages de Titane”. In: *Techniques de l'Ingénieur* 1335 (1991), p. 1-27 (cf. p. 10).
- [Coulomb1776] C.A. Coulomb. “Essai sur une application des règles de maximis and minimis à quelques problèmes de statique, relatifs à l'architecture”. In: (1776) (cf. p. 99).
- [Courbon+2011] C. Courbon, V. Sajn, D. Kramar, J. Rech, F. Kosel et J. Kopac. “[Investigation of machining performance in high pressure jet assisted turning of Inconel 718: A numerical model](#)”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 211.11 (2011), p. 1834-1851 (cf. p. 88).
- [Courbon+2014] C. Courbon, T. Mabrouki, J. Rech, D. Mazuyer, F. Perrard et E. D'Eramo. “[Further insight into the chip formation of ferritic-pearlitic steels: Microstructural evolutions and associated thermo-mechanical loadings](#)”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 77 (2014), p. 34-46 (cf. p. 30).
- [Cuesta+2016] M. Cuesta, P. Aristimuño, A. Garay et P. J. Arrazola. “[Heat transferred to the workpiece based on temperature measurements by IR technique in dry and lubricated drilling of Inconel 718](#)”. In: *Applied Thermal Engineering* 104 (2016), p. 309-318 (cf. p. 39, 40).
- [Da Silva+1999] Marcio Bacci Da Silva et James Wallbank. “[Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review](#)”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 88.1 (1999), p. 195-202 (cf. p. 31, 32, 38).
- [Davies+2005] M. A. Davies, A. L. Cooke et E. R. Larsen. “[High bandwidth thermal microscopy of machining AISI 1045 steel](#)”. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 54.1 (2005), p. 63-66 (cf. p. 37, 39).
- [De Sousa+2012] Priscila F.B. De Sousa, Valério L. Borges, Igor C. Pereira, Marcio B. Da Silva et Gilmar Guimarães. “Estimation of heat flux and temperature field during drilling process using dynamic observers based on Green's function”. In: *Applied Thermal Engineering* 48 (2012), p. 144-154 (cf. p. 27).
- [Devillez+2007] A. Devillez, F. Schneider, S. Dominiak, D. Dudzinski et D. Larrouquere. “Cutting forces and wear in dry machining of inconel 718 with coated carbide tools”. In: *Wear* 262 (2007), p. 931-942 (cf. p. 22).
- [Díaz-Álvarez+2015] J. Díaz-Álvarez, J. A. De-La-Cruz-Hernández, A. Díaz-Álvarez et J. L. Cantero-Guisández. “[Numerical Modelling of the Thermal Effects on Material in Drilling Processes Ti6Al4V Alloy](#)”. In: *Procedia Engineering* 132 (2015), p. 427-432 (cf. p. 31, 32).
- [Donachie2000] M.J. Donachie. *Titanium : a technical guide*. ASM International, 2000 (cf. p. 11).

- [Donyo2002] Y.B Donyo. “Contribution à l’analyse des modes de formation du copeau en usinage à grande vitesse du TA6V”. Thèse de doct. Ecole Centrale de Nantes et Université de Nantes, 2002 (cf. p. 12).
- [Ducobu+2017a] F. Ducobu, P. J. Arrazola, E. Rivière-Lorphèvre, G. Ortiz De Zarate, A. Madariaga et E. Filippi. “[The CEL Method as an Alternative to the Current Modelling Approaches for Ti6Al4V Orthogonal Cutting Simulation](#)”. In: *Procedia CIRP* 58 (2017), p. 245-250 (cf. p. 88).
- [Ducobu+2017b] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre et E. Filippi. “[Finite element modelling of 3D orthogonal cutting experimental tests with the Coupled Eulerian-Lagrangian \(CEL\) formulation](#)”. In: *Finite Elements in Analysis and Design* 134.May (2017), p. 27-40 (cf. p. 89).
- [Ducobu+2019] F. Ducobu, E. Rivière-Lorphèvre, M. Galindo-Fernandez, S. Ayvar-Soberanis, P. J. Arrazola et H. Ghadbeigi. “[Coupled Eulerian-Lagrangian \(CEL\) simulation for modelling of chip formation in AA2024-T3](#)”. In: *Procedia CIRP* 82 (2019), p. 142-147 (cf. p. 88).
- [El Bakali+2019] Abdelmagid El Bakali, Rémi Gilblas, Thomas Pottier et Yannick Le Maoult. “[A fast and versatile method for spectral emissivity measurement at high temperatures](#)”. In: *Review of Scientific Instruments, American Institute of Physics* 90.11 (2019), p. 115116-1 - 115116-19 (cf. p. 66).
- [Espinosa+2008] C. Espinosa, J. L. Lacombe, J. Limido, M. Salaun, C. Mabru et R. Chieragatti. “Modeling High Speed Machining with the SPH Method”. In: *10th International LS-DYNA Users Conference, Metal Forming 3* (2008), p. 9-20 (cf. p. 92).
- [Ezugwu+1997] E.O Ezugwu et Z.M Wang. “Titanium alloys and their machinability-a review”. In: *Journal of Materials Processing Technology* (1997) (cf. p. 12).
- [Farren+1925] W.S. Farren et G.I. Taylor. “The Heat Developed during Plastic Extension of Metals”. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A* 107.743 (1925), p. 422-451 (cf. p. 106).
- [Fernandes+2018] Maria G. Fernandes, Elza M. Fonseca et Renato M. Natal. “Three-dimensional dynamic finite element and experimental models for drilling processes”. In: *Journal of Materials : Design and Applications* 232.1 (2018), p. 35-43 (cf. p. 25).
- [Freudenthal1950] A.M. Freudenthal. *The inelastic behaviour of engineering materials and structures*. Wiley, 1950 (cf. p. 99).
- [Gao+2018] Yifan Gao, Jeong Hoon Ko et Heow Pueh Lee. “[3D eulerian finite element modelling of end milling](#)”. In: *Procedia CIRP* 77 (2018), p. 159-162 (cf. p. 89, 90).
- [Geng+2017a] Xiaoliang Geng, Wang Dou, Junyan Deng, Fanfan Ji et Zhufeng Yue. “[Simulation of the orthogonal cutting of OFHC copper based on the smoothed particle hydrodynamics method](#)”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 91.1-4 (2017), p. 265-272 (cf. p. 90, 91).
- [Geng+2017b] Xiaoliang Geng, Wang Dou, Junyan Deng et Zhufeng Yue. “[Simulation of the cutting sequence of AISI 316L steel based on the smoothed particle hydrodynamics method](#)”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 89.1-4 (2017), p. 643-650 (cf. p. 90).
- [Germain+2011] G. Germain, P. Dal Santo et J.L. Lebrun. “[Comprehension of chip formation in laser assisted machining](#)”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 51.3 (2011), p. 230-238 (cf. p. 13).
- [Ghadbeigi+2008] H. Ghadbeigi, S. R. Bradbury, C. Pinna et J. R. Yates. “[Determination of micro-scale plastic strain caused by orthogonal cutting](#)”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48.2 (2008), p. 228-235 (cf. p. 33).

- 
- [Ghafarizadeh+2017] Seyedbehzad Ghafarizadeh, Amir Masoud Tahvilian, Jean François Chate-lain, Zhaoheng Liu, Henri Champlaud et Gilbert Lebrun. “[Numerical simulation of ball-end milling with SPH method](#)”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 88.1-4 (2017), p. 401-408 (cf. p. 90, 91).
- [Ghorbel+2011] A. Ghorbel, N. Saintier et A. Dhiab. “Investigation of damage evolution in short glass fibers reinforced polyamide 6,6 under tensile loading using infrared thermography”. In: *Procedia Engineering* 10 (2011), p. 2123-2128 (cf. p. 41).
- [Giasin+2016] Khaled Giasin, Alma Hodzic, Vaibhav Phadnis et Sabino Ayvar-Soberanis. “[Assessment of cutting forces and hole quality in drilling Al2024 aluminium alloy: experimental and finite element study](#)”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 87.5-8 (2016), p. 2041-2061 (cf. p. 24, 31, 47, 84).
- [Giglio+2012] M. Giglio, A. Manes et F. Viganò. “Ductile fracture locus of Ti-6Al-4V titanium alloy”. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 54 (2012), p. 121-135 (cf. p. 98).
- [Gingold+1977] R.A. Gingold et J.J. Monaghan. “Smoothed particle hydrodynamics: theory and application to non-spherical stars”. In: *Monthly Notices of the Royal Astronomical Society* 181.3 (1977), p. 375-389 (cf. p. 90).
- [Ginting+2009] A. Ginting et M. Nouari. “Surface integrity of dry machined titanium alloys”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 49.3-4 (2009), p. 325-332 (cf. p. 30).
- [Giriron+2016] Mathieu Giriron, Frédéric Valiorgue, Joël Rech et Eric Feulvarch. “[Development of a Procedure to Characterize Residual Stresses Induced by Drilling](#)”. In: *Procedia CIRP* 45 (2016), p. 79-82 (cf. p. 30).
- [Giriron2017] Mathieu Giriron. “Développement d’un modèle numérique sur l’étude de l’intégrité des surfaces en perçage”. Thèse de doct. Ecole centrale de Lyon et Ecole Nationale d’Ingénieurs de Saint-Etienne, 2017 (cf. p. 6, 13, 15, 17, 22, 28, 29, 31, 84, 86, 87).
- [Gnanamanickam+2009] Ebenezer P. Gnanamanickam, Seongyeul Lee, John P. Sullivan et Srinivasan Chandrasekar. “[Direct measurement of large-strain deformation fields by particle tracking](#)”. In: *Measurement Science and Technology* 20.9 (2009) (cf. p. 34, 36).
- [González-Fernández+2012] L. González-Fernández, E. Risueño, R.B. Pérez-Sáez et M.J. Tello. “[Infrared normal spectral emissivity of Ti-6Al-4V alloy in the 500–1150 K temperature range](#)”. In: *Journal of Alloys and Compounds* 541 (2012), p. 144-149 (cf. p. 59).
- [Goyal+2014] Ajay Goyal, Suresh Dhiman, Shailendra Kumar et Rajesh Sharma. “[A study of experimental temperature measuring techniques used in metal cutting](#)”. In: *Jordan Journal of Mechanical and Industrial Engineering* 8.2 (2014), p. 82-93 (cf. p. 31, 32).
- [Grimaldi+2013] A. Grimaldi, A. Sollo, M. Guida et F. Marulo. “Parametric study of a SPH high velocity impact analysis – A birdstrike windshield application”. In: *Composite Structures* 96 (2013), p. 616-630 (cf. p. 92).
- [Guibert2008] Nicolas Guibert. “Etude et modélisation de l’influence des phénomènes de coupe sur les performances du forage vibratoire”. Thèse de doct. Université Joseph-Fourier – Grenoble I, 2008 (cf. p. 6, 13, 14, 85-87).
- [Guo+2015] Yang Guo, W. Dale Compton et Srinivasan Chandrasekar. “[In situ analysis of flow dynamics and deformation fields in cutting and sliding of metals](#)”. In: *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 471.2178 (2015) (cf. p. 34).
- [Gurson1977] A.L. Gurson. “Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth: Part I—Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media”. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 99.1 (1977), p. 2-15 (cf. p. 98).

- [Hadamard1923] J. Hadamard. *Lectures on Cauchy's problem in linear partial differential equations*. New Haven Yale University Press, 1923 (cf. p. 28).
- [Haglund+2008] A.J. Haglund, H.A Kishawy et R.J. Rogers. “An exploration of friction models for the chip–tool interface using an Arbitrary Lagrangian–Eulerian finite element model”. In: *Wear* 265.3-4 (2008), p. 452-460 (cf. p. 88).
- [Haltom+2013] S.S. Haltom, S. Kyriakides et K. Ravi-Chandar. “Ductile failure under combined shear and tension”. In: *International Journal of Solids and Structures* 50 (2013), p. 1507-1522 (cf. p. 98).
- [Hamm+2021] Ivan Hamm, Gérard Poulachon, Frédéric Rossi et Hélène Biremau. “Innovative experimental measurements of cutting temperature and thermal partition during Ti-6Al-4V orthogonal cutting”. In: *Procedia CIRP* 102 (2021), p. 281-286 (cf. p. 106).
- [Han+2017] Sangil Han, Pierre Faverjon, Frédéric Valiorgue et Rech Joël. “Heat Flux Density Distribution Differences in Four Machining Processes of AlSi7 Block: MQL Drilling, Tapping, Reaming and Dry Milling”. In: *Procedia CIRP* 58 (2017), p. 61-66 (cf. p. 31).
- [Harzallah+2017] Mahmoud Harzallah, Thomas Pottier, Johanna Senatore, Michel Mousseigne, Guénaël Germain et Yann Landon. “Numerical and experimental investigations of Ti-6Al-4V chip generation and thermo-mechanical couplings in orthogonal cutting”. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 134.September (2017), p. 189-202 (cf. p. 62, 84, 85, 105).
- [Harzallah+2018] M. Harzallah, P. Pottier, R. Gilblas, Y. Landon, M. Mousseigne et J. Senatore. “A coupled in-situ measurement of temperature and kinematic fields in Ti-6Al-4V serrated chip formation at micro-scale”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 130-131 (2018), p. 20-35 (cf. p. 37, 60, 75).
- [Harzallah2018] Mahmoud Harzallah. “Caractérisation in-situ et modélisation des mécanismes et couplages thermomécaniques en usinage: application à l’alliage de titane Ti-6Al-4V”. Thèse de doct. Ecole des Mines d’Albi-Carmaux, 2018 (cf. p. 8-10, 36, 41, 46, 49, 56, 60, 61, 63, 66, 74, 81, 93, 95-102, 104-106, 109, 131, 140, 146, 182, 186).
- [Heigel+2017] J. C. Heigel, E. Whitenton, B. Lane, M. A. Donmez, V. Madhavan et W. Moscoso-Kingsley. “Infrared measurement of the temperature at the tool–chip interface while machining Ti–6Al–4V”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 243 (2017), p. 123-130 (cf. p. 37-39).
- [Hodowany+2000] J. Hodowany, G. Ravichandran, A.J. Rosakis et P. Rosakis. “Partition of plastic work into heat and stored energy in metals”. In: *Experimental Mechanics* 40.2 (2000), p. 113-123 (cf. p. 107).
- [Holmquist+1991] T.J. Holmquist et G.R. Johnson. “Determination of constants and comparison of results for various constitutive models”. In: *Journal de Physique* (1991) (cf. p. 94).
- [Hooputra+2004] H. Hooputra, H. Gese, H. Dell et H. Werner. “A comprehensive failure model for crashworthiness simulation 826 of aluminium extrusions”. In: *International Journal of Crashworthiness* 9.5 (2004), p. 449-464 (cf. p. 98).
- [Hor2011] Anis Hor. “Simulation physique des conditions thermomécaniques de forgeage et d’usinage : caractérisation et modélisation de la rhéologie et de l’endommagement”. Thèse de doct. Arts et Métiers ParisTech, 2011 (cf. p. 92-94).
- [Hortig+2007] Christian Hortig et Bob Svendsen. “Simulation of chip formation during high-speed cutting”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 186.1-3 (2007), p. 66-76 (cf. p. 84, 85).
- [Howell+2011] J.R. Howell et M.P. Mengüç. “Radiative transfer configuration factor catalog: A listing of relations for common geometries”. In: *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer* 112.5 (2011), p. 910-912 (cf. p. 130).

- 
- [Huang+1999] Cheng-Hung Huang et Shaowu Wang. “A three-dimensional inverse heat conduction problem in estimating surface heat flux by conjugate gradient method”. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 42 (1999), p. 3387-3403 (cf. p. 28).
- [Hussein+2020] R. Hussein, A. Sadek, M. A. Elbestawi et M. H. Attia. “Effect of process parameters on chip formation during vibration-assisted drilling of Ti6Al4V”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 106.3-4 (2020), p. 1105-1119 (cf. p. 30).
- [Isbilir+2011] Ozden Isbilir et Elaheh Ghassemieh. “Finite element analysis of drilling of titanium alloy”. In: *Procedia Engineering* 10 (2011), p. 1877-1882 (cf. p. 24, 25, 31, 47, 84).
- [Isobe+2012] Hiromi Isobe, Yusuke Uehara et Keisuke Hara. “Effect of ultrasonic vibration drilling on cutting stress distribution”. In: *Key Engineering Materials* 523-524 (2012), p. 191-196 (cf. p. 36, 37).
- [Jackson+2011] M. Jackson et J. Morrell. “5 - Tribology in manufacturing”. In: *Tribology for Engineers*. Sous la dir. J. Paulo Davim. Woodhead Publishing, 2011, p. 161-241 (cf. p. 10).
- [Jallageas2013] Jérémy Jallageas. “Optimisation du perçage de multi-matériaux sur unité de perçage automatique (UPA)”. Thèse de doct. Université Sciences et Technologies - Bordeaux I, 2013 (cf. p. 13, 14, 22).
- [Ji+2015] C. Ji, Y. Li, X. Qin, Q. Zhao, D. Sun et Y. Jin. “3D FEM simulation of helical milling hole process for titanium alloy Ti-6Al-4V”. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 81 (2015), p. 1733-1742 (cf. p. 24).
- [Johnson+1983] G.R. Johnson et W.H Cook. “A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures”. In: *In Proc. 7th Int. Symp. on ballistics* The Hague (1983) (cf. p. 93).
- [Johnson+1985] G.R. Johnson et W.H. Cook. “Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures”. In: *Engineering Fracture Mechanics* 21.1 (1985), p. 31-48 (cf. p. 99).
- [Jones+2018] E.M.C. Jones et M.A. Iadicola. *A Good Practices Guide for Digital Image Correlation*. International Digital Image Correlation Society, 2018 (cf. p. 65).
- [Joshi2006] Vydehi Arun Joshi. *Titanium Alloys : An Atlas of Structures and Fracture Features*. Taylor et Francis, 2006 (cf. p. 10).
- [Joy+2020] Nivin Joy, S. Prakash, A. Krishnamoorthy et Alphonsa Antony. “Experimental investigation and analysis of drilling in Grade 5 Titanium alloy (Ti-6Al-4V)”. In: *Materials Today: Proceedings* 21 (2020), p. 335-339 (cf. p. 30, 31).
- [Jrad2007] M. Jrad. “Modélisation du perçage à grande vitesse : Approches analytique, numérique et expérimentale”. Thèse de doct. 2007 (cf. p. 24, 25).
- [Kachanov1958] L. Kachanov. “Time of the Rupture Process under Creep Conditions”. In: (1958), p. 26-31 (cf. p. 98).
- [Kamgaing Souop2020] Landry Kamgaing Souop. “Etude et optimisation du perçage orbital robotisé pour l’assemblage des structures aéronautiques”. Thèse de doct. 2020 (cf. p. 19).
- [Kang+2000] W.J. Kang et H. Huh. “Crash analysis of auto-body structures considering the strainrate hardening effect”. In: *International Journal of Automotive Technology* (2000) (cf. p. 94).
- [Khan+1999] A. Khan et S. Liang. “Behaviors of three BCC metal over a wide range of strain rates and temperatures : experiments and modeling”. In: *International Journal of Plasticity* (1999) (cf. p. 94).
- [Kim+1999] Kug Weon Kim, Woo Young Lee et Hyo Chol Sin. “A finite-element analysis of machining with the tool edge considered”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 86.1-3 (1999), p. 45-55 (cf. p. 86).

- [Klocke+2017] F. Klocke, B. Döbbeler, B. Peng et T. Lakner. “[FE-simulation of the Cutting Process under Consideration of Cutting Fluid](#)”. In: *Procedia CIRP* 58 (2017), p. 341-346 (cf. p. 88, 90).
- [Knysh+2015] P. Knysh et Y.P. Korkolis. “Determination of the fraction of plastic work converted into heat in metals”. In: *Mechanics of Materials* 86 (2015), p. 71-80 (cf. p. 107-109, 111).
- [Komanduri+1981] R. Komanduri et B.F. Von Turkovich. “[New Observations on the Mechanism of Chip Formation when Machining Titanium Alloys](#)”. In: *Wear* 69 (1981), p. 179-188 (cf. p. 9).
- [Kouadri+2013] S. Kouadri, K. Necib, S. Atlati, B. Haddag et M. Nouari. “[Quantification of the chip segmentation in metal machining: Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented carbide tools WC-Co](#)”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 64 (2013), p. 102-113 (cf. p. 84).
- [Kumar+2020] Dhiraj Kumar et Suhasini Gururaja. “[Machining damage and surface integrity evaluation during milling of UD-CFRP laminates: Dry vs. cryogenic](#)”. In: *Composite Structures* 247.March (2020), p. 112504 (cf. p. 39).
- [Lacombe2021] Alexandra Lacombe. “Influence du procédé de perçage sur l’intégrité de surface et la tenue en fatigue de pièces percées en AA2024-T351”. Thèse de doct. Université Paul Sabatier – Toulouse III, 2021 (cf. p. 26, 27).
- [Ladonne2016] Mathieu Ladonne. “Modélisation du procédé de perçage assisté par vibrations forcées : prise en compte de l’environnement Pièce-Outil-Machine”. Thèse de doct. 2016 (cf. p. 19, 181).
- [Lampman1990] S Lampman. “[Wrought titanium and titanium alloys](#)”. In: *ASM International, Metals Handbook, Tenth Edition 2* (1990), p. 592-633 (cf. p. 11, 12).
- [Lane+2013] B Lane, E. Whinton, V. Madhavan et A Donmez. “[Uncertainty of temperature measurements by infrared thermography for metal cutting applications](#)”. In: *Metrologia* 50 (2013), p. 637-653 (cf. p. 79).
- [Lazoglu+2012] Ismail Lazoglu et Coskun Islam. “[Modeling of 3D temperature fields for oblique machining](#)”. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 61.1 (2012), p. 127-130 (cf. p. 84).
- [Lazoglu+2017] Ismail Lazoglu, Gérard Poulachon, Christophe Ramirez, Mohammad Akmal, Bertrand Marcon, Frédéric Rossi, José C. Outeiro et Michaël Krebs. “[Thermal analysis in Ti-6Al-4V drilling](#)”. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 66.1 (2017), p. 105-108 (cf. p. 31, 32).
- [Le Coz+2012] G. Le Coz, M. Marinescu, A. Devillez, D. Dudzinski et L. Velnom. “[Measuring temperature of rotating cutting tools: Application to MQL drilling and dry milling of aerospace alloys](#)”. In: *Applied Thermal Engineering* 36.1 (2012), p. 434-441 (cf. p. 31).
- [Le Dref2014] John Le Dref. “Contribution à la modélisation du perçage assisté par vibration et à l’étude de son impact sur la qualité d’alésage. Application aux empilages multi-matériaux”. Thèse de doct. 2014 (cf. p. 19).
- [Lee+2006] Seongeyl Lee, Jihong Hwang, M. Ravi Shankar, Srinivasan Chandrasekar et W. Dale Compton. “[Large strain deformation field in machining](#)”. In: *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science* 37.5 (2006), p. 1633-1643 (cf. p. 34).
- [Lemaitre+1985] J. Lemaitre et J.L. Chaboche. *Mécanique des matériaux Solides*. Dunod, 1985 (cf. p. 98).
- [Leyens+2003] C. Leyens et M. Peters. “Titanium and titanium alloys: Fundamentals and Applications”. In: Wiley-VCH, 2003 (cf. p. 12).

- 
- [Li+2019] Chao Li, Jinyang Xu, Ming Chen, Qinglong An, Mohamed El Mansori et Fei Ren. “[Tool wear processes in low frequency vibration assisted drilling of CFRP/Ti6Al4V stacks with forced air-cooling](#)”. In: *Wear* 426-427. December 2018 (2019), p. 1616-1623 (cf. p. 39).
- [Liew+2017] P.J. Liew, Ainusyafiqah Shaaroni, N.A. C. Sidik et Jiwang Yan. “An overview of current status of cutting fluids and cooling techniques of turning hard steel”. In: *International Journal of Heat and Mass Transfer* 50.8 (2017), p. 380-394 (cf. p. 6).
- [Limido+2007] J. Limido, C. Espinosa, M. Salaün et J. L. Lacomme. “[SPH method applied to high speed cutting modelling](#)”. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 49.7 (2007), p. 898-908 (cf. p. 90, 92).
- [List+2005] G. List, M. Nouari, D. Géhin, S. Gomez, J.P. Manaud, Y. Petitcorps et F. Girot. “[Wear Behaviour of Cemented Carbide Tools in Dry Machining of Aluminium Alloy](#)”. In: *Wear* 259 (2005), p. 1177-1189 (cf. p. 22).
- [Llanos+2009] I. Llanos, J. A. Villar, I. Urresti et P. J. Arrazola. “[Finite element modeling of oblique machining using an arbitrary lagrangian-eulerian formulation](#)”. In: *Machining Science and Technology* 13.3 (2009), p. 385-406 (cf. p. 88).
- [Lo2000] Ship Peng Lo. “[An analysis of cutting under different rake angles using the finite element method](#)”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 105.1-2 (2000), p. 143-151 (cf. p. 85).
- [Longbottom+2005] J. M. Longbottom et J. D. Lanham. “[Cutting temperature measurement while machining - A review](#)”. In: *Aircraft Engineering and Aerospace Technology* 77.2 (2005), p. 122-130 (cf. p. 31, 32, 38).
- [Longère+2005] Patrice Longère, André Dragon, Hervé Trumel et Xavier Deprince. “Adiabatic shear banding-induced degradation in a thermo-elastic/viscoplastic material under dynamic loading”. In: *International Journal of Impact Engineering* 32.1-4 (2005), p. 285-320 (cf. p. 9).
- [Longère2018] Patrice Longère. “Adiabatic shear banding assisted dynamic failure: Some modeling issues”. In: *Mechanics of Materials* 116 (2018), p. 49-66 (cf. p. 9).
- [Lucy1977] L.B. Lucy. “A numerical approach to the testing of fusion process”. In: *Astron J* 82.12 (1977), p. 1013-1024 (cf. p. 90).
- [Lütjering2007] J.C. Lütjering G. et Williams. *Titanium, 2ème édition*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007 (cf. p. 10).
- [Ma+2011] Lin Ma, Troy D. Marusich, Shuji Usui, Jon Wadell, Kerry Marusich, Luis Zamorano et Hari Elangovan. “[Validation of finite element modeling of drilling processes with solid tooling in metals](#)”. In: *Advanced Materials Research* 223 (2011), p. 182-190 (cf. p. 24, 25, 84-86).
- [Mabrouki+2008] Tarek Mabrouki, François Girardin, Muhammad Asad et Jean François Rigal. “[Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy \(A2024-T351\)](#)”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48.11 (2008), p. 1187-1197 (cf. p. 8, 84, 85).
- [Macdougall2000] D. Macdougall. “Determination of the plastic work converted to heat using radiometry”. In: *Experimental Mechanics* 40.3 (2000), p. 298-306 (cf. p. 107).
- [Madaj+2013] Martin Madaj et Miroslav Piška. “[On the SPH orthogonal cutting simulation of A2024-T351 alloy](#)”. In: *Procedia CIRP* 8 (2013), p. 152-157 (cf. p. 90).
- [Mamalis+2001] A. G. Mamalis, M. Horváth, A. S. Branis et D. E. Manolacos. “[Finite element simulation of chip formation in orthogonal metal cutting](#)”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 110.1 (2001), p. 19-27 (cf. p. 85).

- [Maruda+2016] Radoslaw W. Maruda, Grzegorz M. Krolczyk, Piotr Nieslony, Szymon Wojciechowski, Mariusz Michalski et Stanislaw Legutko. “The influence of the cooling conditions on the cutting tool wear and the chip formation mechanism”. In: *Journal of Manufacturing Processes* 104.Part 1 (2016), p. 107-115 (cf. p. 6).
- [Mason+1994] J. J. Mason, A. J. Rosakis et G. Ravichandran. “On the strain and strain rate dependence of the fraction of plastic work converted to heat: an experimental study using high speed infrared detectors and the Kolsky bar”. In: *Mechanics of Materials* 17.2-3 (1994), p. 135-145 (cf. p. 8, 107).
- [Mathew+2018a] Nithin Tom Mathew et L. Vijayaraghavan. “Modelling of temperature distribution in the work material during drilling under sustainable environment”. In: *Journal of Manufacturing Processes* 36.October (2018), p. 309-318 (cf. p. 39).
- [Mathew+2018b] Nithin Tom Mathew et L. Vijayaraghavan. “Modelling of temperature distribution in the work material during drilling under sustainable environment”. In: *Journal of Manufacturing Processes* 36 (2018), p. 309-318 (cf. p. 39).
- [McClintock1968] F. A. McClintock. “A Criterion for Ductile Fracture by the Growth of Holes”. In: *Journal of Applied Mechanics* 35.2 (1968), p. 363-371 (cf. p. 98).
- [Mechri2016] Oussama Mechri. “Modélisation par éléments finis de l’usinage des pièces en alliages d’aluminium AA 7175-T74”. Mém. de mast. Université Laval, 2016 (cf. p. 84, 86).
- [Merzouki2018] Johan Merzouki. “Étude des chargements thermomécaniques induits par le resserrement du trou en perçage du Ti6Al4V sous assistance cryogénique”. Génie mécanique. Ecole nationale supérieure d’arts et métiers – ENSAM, 2018 (cf. p. 13, 27, 31).
- [Meurer+2020] Markus Meurer, Thorsten Augspurger, Berk Tekkaya, Daniel Schraknepper, André Pontes Lima et Thomas Bergs. “Development of a Methodology for Strain Field Analysis during Orthogonal Cutting”. In: *Procedia CIRP* 87 (2020), p. 444-449 (cf. p. 33, 35, 36).
- [Meyers+1994] M.A. Meyers, G. Subhash, B.K. Kad et L. Prasad. “Evolution of microstructure and shear-band formation in Alpha-hcp titanium”. Thèse de doct. 1994 (cf. p. 94).
- [Moghaddas+2019] M. A. Moghaddas, A. Y. Yi et K. F. Graff. “Temperature measurement in the ultrasonic-assisted drilling process”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 103.1-4 (2019), p. 187-199 (cf. p. 39).
- [Mohr1914] O. Mohr. “Abhandlungen aus dem Gebiete der Technischen Mechanik”. In: *Wilhelm Ernst & Sohn* (1914) (cf. p. 99).
- [Montoya+2014] Maxime Montoya, Madalina Calamaz, Daniel Gehin et Franck Girot. “Numerical simulation of workpiece thermal field in drilling CFRP/Aluminum alloy”. In: *Key Engineering Materials* 611–612 (2014), p. 1226-1235 (cf. p. 25).
- [Movahhedy+2000] M.R. Movahhedy, M.S. Gadala et Y. Altintas. “Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary Lagrangian–Eulerian finite-element method”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 103.2 (2000), p. 267-275 (cf. p. 87).
- [Muhammad+2012] Riaz Muhammad, Naseer Ahmed, Yasir M. Shariff et Vadim V. Silberschmidt. “Finite-element analysis of forces in drilling of Ti-alloys at elevated temperature”. In: *Solid State Phenomena* 188.Dc (2012), p. 250-255 (cf. p. 85).
- [Nan+2016] Xiaohui Nan, Lijing Xie et Wenxiang Zhao. “On the application of 3D finite element modeling for small-diameter hole drilling of AISI 1045 steel”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 84.9-12 (2016), p. 1927-1939 (cf. p. 24, 31, 84, 85).
- [Nedic+2014] Bogdan P. Nedic’ et Milan D. Eric’. “Cutting temperature measurement and material machinability”. In: *Thermal Science* 18 (2014), S259-S268 (cf. p. 31).

- 
- [Niu+2018] Weilong Niu, Rong Mo, G. R. Liu, Huibin Sun, Xiangwei Dong et Guangyu Wang. “[Modeling of orthogonal cutting process of A2024-T351 with an improved SPH method](#)”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 95.1-4 (2018), p. 905-919 (cf. p. 90, 91).
- [Nobre+2015] J.P. Nobre et J.C. Outeiro. “Evaluating residual stresses induced by drilling of Ti6Al4V alloy by using an experimental methodology”. In: *Procedia CIRP* 31 (2015), p. 215-220 (cf. p. 30).
- [Nouari+2003] M. Nouari, G. List, F. Girot et D. Coupard. “Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys”. In: *Wear* 225 (2003), p. 1359-1368 (cf. p. 22).
- [Nouari+2008] Mohammed Nouari, Madalina Calamaz et Franck Girot. “[Mécanismes d’usure des outils coupants en usinage à sec de l’alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V](#)”. In: *Comptes Rendus - Mécanique* 336.10 (2008), p. 772-781 (cf. p. 6).
- [Nouari+2013] M. Nouari et H. Makich. “Experimental Investigation on the Effect of the Material Microstructure on Tool Wear when Machining Hard Titanium Alloys : Ti6Al4V and Ti555”. In: *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials* (2013) (cf. p. 22).
- [Nowak+2017] Marcin Nowak et Michal Maj. “Determination of coupled mechanical and thermal fields using 2D digital image correlation and infrared thermography: Numerical procedures and results”. In: *Archives of Civil and Mechanical Engineering* 18.2 (2017), p. 630-644 (cf. p. 41).
- [OSullivan+2001] D. O’Sullivan et M. Cotterell. “[Temperature measurement in single point turning](#)”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 118.1-3 (2001), p. 301-308 (cf. p. 31).
- [Outeiro+2004] J. C. Outeiro, A. M. Dias et J. L. Lebrun. “[Experimental Assessment of Temperature Distribution in Three-Dimensional Cutting Process](#)”. In: *Machining Science and Technology* 8.3 (2004), p. 357-376 (cf. p. 8).
- [Oyane+1980] Moriya Oyane, Teisuke Sato, Kunio Okimoto et Susumu Shima. “Criteria for ductile fracture and their applications”. In: *Journal of Mechanical Working Technology* 4.1 (1980), p. 65-81 (cf. p. 99).
- [Özel+2007] Tuğrul Özel et Erol Zeren. “[Finite element modeling the influence of edge roundness on the stress and temperature fields induced by high-speed machining](#)”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 35.3-4 (2007), p. 255-267 (cf. p. 88).
- [Pan+2009] Bing Pan, Kemao Qian et Anand Asundi. “[Two-dimensional digital image correlation for in-plane displacement and strain measurement: a review](#)”. In: *Measurement Science and Technology* 20 (2009), p. 062001 (cf. p. 62).
- [Pan+2013] Bing Pan, Liping Yu, Dafang Wu et Liqun Tang. “[Systematic errors in two-dimensional digital image correlation due to lens distortion](#)”. In: *Optics and Lasers in Engineering* 51.2 (2013), p. 140-147 (cf. p. 74).
- [Pawelko+2016] Romain Pawelko, Julie Cedelle, Xingkai Wang, Vincent Pina et Philippe Hervé. “Détermination des propriétés thermiques de l’alliage Ti-6Al-4V pour l’étude du cisaillement adiabatique”. In: *Conference: Congrès Français de Thermique* (juin 2016) (cf. p. 195).
- [Pecat+2014] Oliver Pecat et Ekkard Brinksmeier. “[Low damage drilling of CFRP/titanium compound materials for fastening](#)”. In: *Procedia CIRP* 13 (2014), p. 1-7 (cf. p. 39).
- [Pottier+2014] T. Pottier, G. Germain, M. Calamaz, A. Morel et D. Coupard. “[Sub-Millimeter Measurement of Finite Strains at Cutting Tool Tip Vicinity](#)”. In: *Experimental Mechanics* 54.6 (2014), p. 1031-1042 (cf. p. 10, 34-36, 135).

- [Poutord+2016] Antoine Poutord, Frédéric Rossi, Gérard Poulachon, Rachid M'Saoubi et Guillaume Abrivard. “[Study of the local forces along a cutting edge when drilling Ti6Al4V - Comparison of methods](#)”. In: *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 18.5-6 (2016), p. 621-633 (cf. p. 31).
- [Poutord2015] Antoine Poutord. “Étude du perçage à sec de l’empilage Ti6Al4V / Composite fibre de carbone”. Génie mécanique. Ecole nationale supérieure d’arts et métiers - ENSAM, 2015 (cf. p. 6, 10, 11, 13).
- [Puerta Velásquez+2007] J. D. Puerta Velásquez, B. Bolle, P. Chevrier, G. Geandier et A. Tidu. “[Metallurgical study on chips obtained by high speed machining of a Ti-6 wt.%Al-4 wt.%V alloy](#)”. In: *Materials Science and Engineering A* 452-453 (2007), p. 469-474 (cf. p. 9).
- [Pujana+2008] J. Pujana, P. J. Arrazola et J. A. Villar. “[In-process high-speed photography applied to orthogonal turning](#)”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 202.1-3 (2008), p. 475-485 (cf. p. 33, 36).
- [Quinney+1934] H. Quinney et G.I. Taylor. “The latent energy remaining in a metal after cold working”. In: *Proceedings of The Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences* 143.849 (1934), p. 307-326 (cf. p. 106).
- [Rech+2013] J. Rech, P. Arrazola, C. Claudin, C. Courbon, F. Pusavec et J. Kopac. “Characterisation of friction and heat partition coefficients at the tool-work material interface in cutting”. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 62 (2013), p. 79-82 (cf. p. 104).
- [Rech2002] J. Rech. “Les Revêtements pour Outils-Coupants”. In: *Editions Universitaires Européennes* (2002), p. 65-127 (cf. p. 22).
- [Rech2006] Joël Rech. “Influence of cutting edge preparation on the wear resistance in high speed dry gear hobbing”. In: *Wear* 261 (2006), p. 505-512 (cf. p. 7).
- [Rice+1969] J.R. Rice et D.M. Tracey. “On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields”. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 17.3 (1969), p. 201-217 (cf. p. 98).
- [Rittel+2017] D. Rittel, L. Zhang et S. Osovski. “The dependence of the Taylor-Quinney coefficient on the dynamic loading mode”. In: *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 107 (2017), p. 96-114 (cf. p. 107-109, 111).
- [Rittel1999] D. Rittel. “On the conversion of plastic work to heat during high strain rate deformation of glassy polymers”. In: *Mechanics of Materials* 31.2 (1999), p. 131-139 (cf. p. 107, 109).
- [Rule+1998] W.K. Rule et S.E. Jones. “A revised form for the Johnson-Cook strength model”. In: *International Journal of Impact Engineering* (1998) (cf. p. 94).
- [Rüttimann+2013] N. Rüttimann, M. Roethlin, S. Buhl et K. Wegener. “[Simulation of hexa-octahedral diamond grain cutting tests using the SPH method](#)”. In: *Procedia CIRP* 8 (2013), p. 322-327 (cf. p. 90, 91).
- [Saai+2010] Afaf Saai, Hervé Louche, Laurent Tabourot et H.J. Chang. “Experimental and numerical study of the thermo-mechanical behavior of Al bi-crystal in tension using full field measurements and micromechanical modeling”. In: *Mechanics of Materials* 42.3 (2010), p. 275-292 (cf. p. 41).
- [Saez-de-Buruaga+2018] M. Saez-de-Buruaga, D. Soler, P. X. Aristimuño, J. A. Esnaola et P. J. Arrazola. “[Determining tool/chip temperatures from thermography measurements in metal cutting](#)”. In: *Applied Thermal Engineering* 145.June (2018), p. 305-314 (cf. p. 37, 38).

- 
- [Samy+2017] G. S. Samy et S. Thirumalai Kumaran. “Measurement and analysis of temperature, thrust force and surface roughness in drilling of AA (6351)-B4C composite”. In: *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation* 103 (2017), p. 1-9 (cf. p. 31, 39).
- [Sartkulvanich+2004] P. Sartkulvanich, S. Koppka et T.N. Altan. “Determination of flow stress for metal cutting simulation a progress report”. In: *Journal of Materials Processing Technology* (2004) (cf. p. 94).
- [Sato+2013] Masahiko Sato, Tomoyuki Aoki, Hisataka Tanaka et Satoshi Takeda. “Variation of temperature at the bottom surface of a hole during drilling and its effect on tool wear”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 68 (2013), p. 40-47 (cf. p. 31, 32).
- [Saunders2003] L. Ken Lauderbaugh Saunders. “A Finite element model of exit burrs for drilling of metals”. In: *Finite Elements in Analysis and Design* 40 (2003), p. 139-158 (cf. p. 25).
- [Schulze+2013] V. Schulze, F. Zanger, J. Michna et F. Lang. “3D-FE-modelling of the drilling process - Prediction of phase transformations at the surface layer”. In: *Procedia CIRP* 8 (2013), p. 33-38 (cf. p. 28, 32).
- [Segurajauregi+2015] Unai Segurajauregi et Pedro José Arrazola. “Heat-flow determination through inverse identification in drilling of aluminium workpieces with MQL”. In: *Production Engineering* 9.4 (2015), p. 517-526 (cf. p. 27).
- [Sela+2020] A. Sela, G. Ortiz-De-Zarate, D. Soler, P. Aristimuño, D. Soriano, G. Germain, F. Ducobu et P. J. Arrazola. “Surface drag analysis after Ti-6Al-4V orthogonal cutting using grid distortion”. In: *Procedia CIRP* 87 (2020), p. 372-377 (cf. p. 33).
- [Sela+2021] A. Sela, G. Ortiz-de-Zarate, D. Soler, G. Germain, P. Aristimuño et P.J. Arrazola. “Measurement of plastic strain and plastic strain rate during orthogonal cutting for Ti-6Al-4V”. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 198 (2021), p. 106397 (cf. p. 33, 34).
- [Senecaut+2015] Yannick Senecaut, Michel Watremez, Julien Brocail, Laurence Fouilland-Paille et Laurent Dubar. “Dynamic recrystallization observed at the tool/chip interface in machining”. In: *Key Engineering Materials* 651-653 (2015), p. 1223-1228 (cf. p. 87).
- [Sentenac+2013] Thierry Sentenac et Rémi Gilblas. “Noise effect on the interpolation equation for near infrared thermography”. In: *Metrologia* 50.3 (2013), p. 208-218 (cf. p. 78).
- [Sevier+2006] Michael Sevier, Seongyeol Lee, M. Ravi Shankar, Henry T.Y. Yang, Srinivasan Chandrasekar et W. Dale Compton. “Deformation mechanics associated with formation of ultra-fine grained chips in machining”. In: *Materials Science Forum* 503-504 (2006), p. 379-384 (cf. p. 34).
- [Shah+2021] Prassan Shah, Navneet Khann, Anil Kumar Singla et Anuj Bansal. “Tool wear, hole quality, power consumption and chip morphology analysis for drilling Ti-6Al-4V using  $LN_2$  and  $LCO_2$ ”. In: *Tribology International* 163 (2021), p. 107190 (cf. p. 22).
- [Shaomin+2021] Li Shaomin, Zhang Deyuan, Liu Chunjian, Shao Zhenyu et Ren Liangliang. “Influence of dynamic angles and cutting strain on chip morphology and cutting forces during titanium alloy Ti-6Al-4 V vibration-assisted drilling”. In: *Journal of Materials Processing Tech.* 288 (2021), p. 116898 (cf. p. 20).
- [Shen+2014a] N. Shen et H. Ding. “Physics-Based Microstructure Simulation for Drilled Hole Surface in Hardened Steel”. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 136 (2014) (cf. p. 28).
- [Shen+2014b] Rui Dong Shen, Xiu Mei Wang et Chun Hui Yang. “Numerical simulation of high speed single-grain cutting using a coupled FE-SPH approach”. In: *Applied Mechanics and Materials* 483 (2014), p. 3-8 (cf. p. 90-92).

- [Shokrani+2016] A. Shokrani, V. Dhokia et S.T. Newman. “Investigation of the effects of cryogenic machining on surface integrity in CNC end milling of Ti-6Al-4V titanium alloy”. In: *Journal of Manufacturing Processes* 21 (2016), p. 172-179 (cf. p. 30).
- [Siekman1955] H. Siekman. “How to machine titanium”. In: *Tool Engineer* (1955), p. 78-82 (cf. p. 12).
- [Simoneau+2007] A. Simoneau, E. Ng et M.A. Elbestawi. “Modeling the effects of microstructure in metal cutting”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 47 (2007), p. 368-375 (cf. p. 25).
- [Smith2019] J.L Smith. “Full-Field Measurement of the Taylor-Quinney Coefficient in Tension Tests of Ti-6Al-4V, Aluminum 2024-T351, and Inconel 718 at Various Strain Rates”. In: *The Ohio State University* (2019) (cf. p. 107-109, 111, 112).
- [Soares+2021] G.C. Soares et M. Hokka. “The Taylor–Quinney coefficients and strain hardening of commercially pure titanium, iron, copper, and tin in high rate compression”. In: *International Journal of Impact Engineering* 156 (2021), p. 103940 (cf. p. 107).
- [Soldani+2019] Xavier Soldani et Héctor López-Gálvez. “[Chip formation modeling using traction-separation cohesive model](#)”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 101.1-4 (2019), p. 171-179 (cf. p. 85).
- [Soler+2018] D. Soler, P. X. Aristimuño, M. Saez-de-Buruaga, A. Garay et P. J. Arrazola. “[New calibration method to measure rake face temperature of the tool during dry orthogonal cutting using thermography](#)”. In: *Applied Thermal Engineering* 137.March (2018), p. 74-82 (cf. p. 37-39).
- [Soliman+2020] H. A. Soliman, A. Y. Shash, T. M. El Hossainy et M. Abd-Rabou. “[Investigation of process parameters in orthogonal cutting using finite element approaches](#)”. In: *Heliyon* 6.11 (2020), e05498 (cf. p. 85).
- [Sridhar+2020] Praveen Sridhar, Juan Manuel Rodríguez Prieto et Kristin M. de Payrebrune. “[Discretization approaches to model orthogonal cutting with lagrangian, arbitrary lagrangian eulerian, particle finite element method and smooth particle hydrodynamics formulations](#)”. In: *Procedia CIRP* 93 (2020), p. 1496-1501 (cf. p. 84, 85).
- [Steel1951] WH Steel. “[The Design of Reflecting Microscope Objectives](#)”. In: *Australian Journal of Scientific Research* 4.1 (1951), p. 1-11 (cf. p. 60, 70).
- [Stenberg+2017] Niclas Stenberg, Aldin Delić et Thomas Björk. “[Using the SPH Method to Easier Predict Wear in Machining](#)”. In: *Procedia CIRP* 58 (2017), p. 317-322 (cf. p. 90, 92).
- [Strenkowski+1990] J. S. Strenkowski et Kyoung Jin Moon. “[Finite element prediction of chip geometry and tool/workpiece temperature distributions in orthogonal metal cutting](#)”. In: *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME* 112.4 (1990), p. 313-318 (cf. p. 86, 87).
- [Su+2011] Chong Su, Jiangmin Ding et Lida Zhu. “[Simulation research on cutting process of single abrasive grain based on FEM and SPH method](#)”. In: *Advanced Materials Research* 186 (2011), p. 353-357 (cf. p. 90, 91).
- [Sun+2009] J. Sun et Y. Guo. “A comprehensive experimental study on surface integrity by end milling Ti-6Al-4V”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 209.8 (2009), p. 4036-4042 (cf. p. 30).
- [Sundqvist+1970] H. Sundqvist et G. Veronis. “A finite difference network with non-uniform grid intervals”. In: *Tellus* 22.1 (1970), p. 26-31 (cf. p. 198).

- 
- [Takabi+2017] Behrouz Takabi, Mahsa Tajdari et Bruce L. Tai. “Numerical study of smoothed particle hydrodynamics method in orthogonal cutting simulations – Effects of damage criteria and particle density”. In: *Journal of Manufacturing Processes* 30 (2017), p. 523-531 (cf. p. 91).
- [Taskesen+2015] A. Taskesen et K. Kutukde. “Non-contact measurement and multi-objective analysis of drilling temperature when drilling B4C reinforced aluminum composites”. In: *Transactions of Nonferrous Metals Society of China (English Edition)* 25.1 (2015), p. 271-283 (cf. p. 32).
- [Taylor+1934] G.I. Taylor et H. Quinney. “The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working”. In: *Proceedings of the Royal Society of London. Series A : Containing Papers of a Mathematical and Physical Character* 143.849 (1934) (cf. p. 112).
- [Thimm+2019] B. Thimm, J. Steden, M. Reuber et H. J. Christ. “Using digital image correlation measurements for the inverse identification of constitutive material parameters applied in metal cutting simulations”. In: *Procedia CIRP* 82 (2019), p. 95-100 (cf. p. 35).
- [Trent+2000] E. Trent et M. Wright. “Metal Cutting”. In: *Butterworth-Heinemann, P.K.* (2000) (cf. p. 22).
- [Trent1991] E. M. Trent. “Metal Cutting”. In: *London* (1991) (cf. p. 22).
- [Tricot1988] R. Tricot. “Traitements thermomécaniques des alliages de titane pour l’aéronautique”. In: *Matériaux & Techniques* 76.1–2 (1988), p. 47-64 (cf. p. 11).
- [Tu+2019] Luqiang Tu, Feng Xu, Xue Wang, Jiye Gao, Shuai Tian, Muk Fung Yuen et Dunwen Zuo. “Temperature distribution of cubic boron nitride-coated cutting tools by finite element analysis”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 105.7-8 (2019), p. 3197-3207 (cf. p. 37, 38).
- [Turrisi+2018] Simone Turrisi, Emanuele Zappa et Alberto Lavatelli. “Image deconvolution techniques for motion blur compensation in DIC measurements”. In: *I2MTC 2018 - 2018 IEEE International Instrumentation and Measurement Technology Conference: Discovering New Horizons in Instrumentation and Measurement, Proceedings* July (2018), p. 1-6 (cf. p. 65).
- [Tyan+1992] T. Tyan et Wei H. Yang. “Analysis of orthogonal metal cutting processes”. In: *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 34.1 (1992), p. 365-389 (cf. p. 86).
- [Uchida+2008] K. Uchida, S. Takahashi, K. Harii, J. Ieda, W. Koshibae, K. Ando, S. Maekawa et E. Saitoh. “Observation of the spin Seebeck effect”. In: *Nature* 455 (2008), p. 778-781 (cf. p. 31).
- [Ueda+2007] T. Ueda, R. Nozaki et A. Hosokawa. “Temperature measurement of cutting edge in drilling -Effect of Oil Mist-”. In: *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 56.1 (2007), p. 93-96 (cf. p. 32).
- [Valiorgue+2010] F. Valiorgue, J. Rech et J. M. Bergheau. “Modélisation de l’état de contraintes résiduelles en tournage du 304L”. In: *Materiaux et Techniques* 98.5 (2010), p. 361-368 (cf. p. 26).
- [Valiorgue+2013a] Frédéric Valiorgue, Alexandre Brosse, Pierre Naisson, Joël Rech, Hédi Hamdi et Jean Michel Bergheau. “Emissivity calibration for temperatures measurement using thermography in the context of machining”. In: *Applied Thermal Engineering* 58.1-2 (2013), p. 321-326 (cf. p. 37).
- [Valiorgue+2013b] Frédéric Valiorgue, Alexandre Brosse, Pierre Naisson, Joël Rech, Hédi Hamdi et Jean Michel Bergheau. “Emissivity calibration for temperatures measurement using thermography in the context of machining”. In: *Applied Thermal Engineering* 58 (2013), p. 321-326 (cf. p. 38, 39).

- [Vaziri+2011] M. R. Vaziri, M. Salimi et M. Mashayekhi. “[Evaluation of chip formation simulation models for material separation in the presence of damage models](#)”. In: *Simulation Modelling Practice and Theory* 19.2 (2011), p. 718-733 (cf. p. 85).
- [Veiga+2012] C. Veiga, Davim J.P. et A.J.R. Loureiro. “Properties and Applications of Titanium Alloys : a Brief Review”. In: *Reviews on Advanced Materials Science* 32 (2012), p. 133-148 (cf. p. 10).
- [Wagner+2015] Vincent Wagner, Maher Baili et Gilles Desein. “The relation ship between the cutting speed, toolwear, and chip formation during Ti-5553 dry cutting”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 76.5-8 (2015), p. 893-912 (cf. p. 11).
- [Wang+2000] Z.Y. Wang et K.P. Rajurkar. “[Cryogenic machining of hard-to-cut materials](#)”. In: *Wear* 239.2 (2000), p. 168-175 (cf. p. 6).
- [Whitenton2010] E. Whitenton. “High-Speed Dual Spectrum Imaging for the Measurement of Metal Cutting Temperatures-7650”. In: *NIST Interagency/Internal Report (NISTIR)* (2010) (cf. p. 40, 41).
- [Whittam+2014] A. Whittam, R. Simpson et H. McEvoy. “[Performance tests of thermal imaging systems to assess their suitability for quantitative temperature measurement](#)”. In: *12th international conference on quantitative infrared thermography* (2014) (cf. p. 79).
- [Wierzbicki+2005] Tomasz Wierzbicki, Yingbin Bao, Young-Woong Lee et Yuanli Bai. “Calibration and evaluation of seven fracture models”. In: *International Journal of Mechanical Sciences* 47 (2005) (cf. p. 99).
- [Wu+2012] Hongbing Wu, Zhixin Jia, Xuechang Zhang et Gang Liu. “[Study on simulation and experiment of drilling for titanium alloys](#)”. In: *Materials Science Forum* 704-705 (2012), p. 657-663 (cf. p. 24, 31, 47, 84).
- [Wu+2015] Hongbing Wu et Shaojian Zhang. “[Effects of cutting conditions on the milling process of titanium alloy Ti6Al4V](#)”. In: *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 77.9-12 (2015), p. 2235-2240 (cf. p. 84, 85).
- [Xi+2014] Yao Xi, Michael Bermingham, Gui Wang et Matthew Dargusch. “[SPH/FE modeling of cutting force and chip formation during thermally assisted machining of Ti6Al4V alloy](#)”. In: *Computational Materials Science* 84 (2014), p. 188-197 (cf. p. 91).
- [Xie+2017] Lijing Xie, Tengyi Shang, Xiaolei Chen, Mingguai Zheng, Lei Zhang et Yu Qin. “Comparative investigation on microstructure-based modelling for the orthogonal cutting of AISI1045”. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 88 (2017), p. 603-611 (cf. p. 25).
- [Xiong+2021] Qi-lin Xiong, Zhenhuan Li, Takahiro Shimada et Takayuki Kitamura. “Energy storage and dissipation of elastic-plastic deformation under shock compression: Simulation and Analysis”. In: *Mechanics of Materials* 158 (2021), p. 103876 (cf. p. 107).
- [Xu+2020] Jinyang Xu, Chao Li, Ming Chen, Mohamed El Mansori et J. Paulo Davim. “[On the analysis of temperatures, surface morphologies and tool wear in drilling CFRP/Ti6Al4V stacks under different cutting sequence strategies](#)”. In: *Composite Structures* 234. January 2019 (2020), p. 111708 (cf. p. 31, 39, 40).
- [Xu+2021] Xiang Xu, José Outeiro, Jun Zhang, Binbin Xu, Wanhua Zhao et Viktor Astakhov. “[Machining simulation of Ti6Al4V using coupled Eulerian-Lagrangian approach and a constitutive model considering the state of stress](#)”. In: *Simulation Modelling Practice and Theory* 110. December 2020 (2021), p. 102312 (cf. p. 85, 88-90).
- [Xue+2011] C. Xue et W. Chen. “Adhering Layer Formation and its Effect on the Wear of Coated Carbide Tools during Turning of a Nickel-Based Alloy”. In: *Wear* 270 (2011), p. 1834-1851 (cf. p. 22).

- 
- [Yadav+2018] Shwetabh Yadav, Christopher Saldana et Tejas G. Murthy. “[Experimental investigations on deformation of soft rock during cutting](#)”. In: *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 105.April 2017 (2018), p. 123-132 (cf. p. 33, 34).
- [Yang+2018] D. Yang et Z. Liu. “Surface integrity generated with peripheral milling and the effect on low-cycle fatigue performance of aeronautic titanium alloy Ti-6Al-4V”. In: *The Aeronautical Journal* 122.1248 (2018), p. 316-332 (cf. p. 30).
- [Yang+2019] Haojun Yang, Wenfeng Ding, Yan Chen, Sylvain Laporte, Jiuhua Xu et Y. Fu. “[Drilling force model for forced low frequency vibration assisted drilling of Ti-6Al-4V titanium alloy](#)”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 146.April (2019), p. 103438 (cf. p. 31).
- [Ye+2014] G. G. Ye, Y. Chen, S. F. Xue et L. H. Dai. “[Critical cutting speed for onset of serrated chip flow in high speed machining](#)”. In: *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 86 (2014), p. 18-33 (cf. p. 84, 85).
- [Yegneswaran2001] Kamalesh Yegneswaran. “Deviation Between the Sliding Direction of the Chip Over the Tool”. In: (2001) (cf. p. 36).
- [Yeung+2016] H. Yeung, Y. Guo, James B. Mann, W. Dale Compton et Srinivasan Chandrasekar. “Effect of Low-Frequency Modulation on Deformation and Material Flow in Cutting of Metals”. In: *Journal of Tribology* 138.1 (2016), p. 012201 (cf. p. 34).
- [Yoon+2005] H. Yoon, D. Allen et R. Saunders. “[Methods to reduce the size-of-source effect in radiometers](#)”. In: *Metrologia* 42.2 (2005), p. 89-96 (cf. p. 79).
- [Zappa+2014] Emanuele Zappa, Paolo Mazzoleni et Ali Matinmanesh. “[Uncertainty assessment of digital image correlation method in dynamic applications](#)”. In: *Optics and Lasers in Engineering* 56 (2014), p. 140-151 (cf. p. 65).
- [Zehnder1991] A.T. Zehnder. “A model for the heating due to plastic work”. In: *Mechanics Research Communications* 18.1 (1991), p. 23-28 (cf. p. 107).
- [Zeilmann+2006] Rodrigo Panosso Zeilmann et Walter Lindolfo Weingaertner. “[Analysis of temperature during drilling of Ti6Al4V with minimal quantity of lubricant](#)”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 179.1-3 (2006), p. 124-127 (cf. p. 31).
- [Zeilmann+2012] Rodrigo P Zeilmann, Gerson L Nicola, Tiago Vacaro, Cleiton R Teixeira et Roland Heiler. “Implications of the reduction of cutting fluid in drilling AISI P20 steel with carbide tools”. In: *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 58.5 (2012), p. 431-441 (cf. p. 22).
- [Zemzemi+2009] F. Zemzemi, J. Rech, W. Ben Salem, A. Dogui et P. Kapsa. “Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI4142 treated steels”. In: *Journal of Materials Processing Technology* 209.8 (2009), p. 3978-3990 (cf. p. 105).
- [Zeramardini2018] Bessam Zeramardini. “Apport des méthodes de remaillage pour la simulation de champs localisés. Validation en usinage par corrélation d’images.” Thèse de doct. l’École Nationale Supérieure d’Arts et Métiers, 2018 (cf. p. 85).
- [Zhang+2015] Yancheng Zhang, J C Outeiro et Tarek Mabrouki. “[On the selection of Johnson-Cook constitutive model parameters for Ti-6Al-4V using three types of numerical models of orthogonal cutting](#)”. In: *Procedia CIRP* 31 (2015), p. 112-117 (cf. p. 84).
- [Zhang+2016] Dong Zhang, Xiao-Ming Zhang et Han Ding. “A study on the orthogonal cutting mechanism based on experimental determined displacement and temperature fields”. In: *Procedia CIRP* 46 (2016), p. 35-38 (cf. p. 41).

- [Zhang+2018a] Dong Zhang, Xiao Ming Zhang et Han Ding. “Inverse identification of material plastic constitutive parameters based on the DIC determined workpiece deformation fields in orthogonal cutting”. In: *Procedia CIRP* 71 (2018), p. 134-139 (cf. p. 35).
- [Zhang+2018b] Tong Zhang, Ze-Rong Guo, Fu-Ping Yuan et Hu-Sheng Zhang. “Investigation on the plastic work-heat conversion coefficient of 7075-T651 aluminum alloy during an impact process based on infrared temperature measurement technology”. In: *Acta Mechanica Sinica* 34.2 (2018), p. 327-333 (cf. p. 107).
- [Zhu+2018] Zhaoju Zhu, Kai Guo, Jie Sun, Jianfeng Li, Yang Liu, Lei Chen et Yihao Zheng. “Evolution of 3D chip morphology and phase transformation in dry drilling Ti6Al4V alloys”. In: *Journal of Manufacturing Processes* 34.July (2018), p. 531-539 (cf. p. 19-22, 29).
- [Zienkiewicz+2005] O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor et J.Z. Zhu. *The Finite Element Method: Its Basis and Fundamentals - Sixth edition*. Elsevier Butterworth-Heinemann, 2005 (cf. p. 84).



## Résumé

### Analyse multi-échelle du chargement thermomécanique induit au cours du perçage du Ti-6Al-4V

Le procédé de perçage consiste en une opération complexe générant d'importants efforts, couples et températures au sein d'une zone très localisée et confinée. Ce chargement thermomécanique peut conduire à l'usure prématurée des outils et à l'altération des surfaces générées, notamment lors du perçage du Ti6Al4V, matériau difficilement usinable. L'objectif de ces travaux de thèse est de fournir les clés pour une meilleure compréhension des phénomènes en jeu et une évaluation fiable et pertinente de ce chargement induit par le passage de l'outil sur la paroi du trou percé.

Expérimentalement, du fait des vitesses élevées et de la zone de coupe difficile d'accès, obtenir des informations fiables et de qualité constitue un réel défi. Le volet expérimental de cette thèse a donc porté sur la mise en place et la réalisation d'essais pour la mesure de champs thermomécaniques à différentes échelles d'étude. Cette approche multi-échelle a permis d'identifier les phénomènes mis en jeu à différents niveaux, mais aussi de confronter les études aux différentes échelles afin de les valider et de permettre le changement d'échelle.

En complément, une étude numérique est menée. Face aux difficultés expérimentales, la modélisation numérique apparaît comme une alternative pertinente pour l'évaluation des données souhaitées. La démarche adoptée ici est de la coupler à la stratégie expérimentale en vue d'élaborer une modélisation multi-échelle du perçage du Ti6Al4V qui se veut robuste. Cette modélisation est basée sur des lois de comportement et d'endommagement présentant un couplage explicite des phénomènes thermiques et mécaniques, ainsi que sur une détermination fine des lois de frottement et des coefficients de partage.

Finalement, une confrontation des résultats numériques et expérimentaux est réalisée à chaque échelle d'étude et a permis de statuer sur la pertinence du modèle numérique proposé.

MOTS-CLÉS : Perçage, Modélisation numérique, Alliage de titane Ti-6Al-4V, Corrélation d'images (DIC), Thermographie infrarouge, Mesures de champs thermomécaniques.

---

## Abstract

### Multiscale analysis of thermomechanical loading induced during drilling of Ti-6Al-4V

The drilling process is a complex operation generating high forces, torques and temperatures in a very localized and confined area. This thermomechanical loading can trigger early damage to the tools and impair the generated surfaces, especially when drilling Ti6Al4V, a material that is difficult to machine. The objective of this thesis is to improve the understanding of the involved cutting phenomena and provide a reliable and relevant evaluation of the loadings induced by the passage of the tool on the wall of the drilled hole.

Experimentally, due to the high speeds and the difficult access to the cutting zone, obtaining reliable and quality information is a challenging task. The experimental part of this thesis therefore focus on the implementation and realization of tests for the measurement of thermomechanical fields at different scales of study. This multi-scale approach enables to identify the phenomena involved at different levels, but also to compare the studies at different scales in order to validate them and allow the change of scale.

In addition, a numerical study is conducted. Faced with experimental difficulties, numerical modeling appears to be a relevant alternative in the assesment of the desired data. The approach adopted here is to couple it to the experimental strategy in order to develop a robust multi-scale model of Ti6Al4V drilling. This modeling is based on behavior and damage laws presenting an explicit coupling of thermal and mechanical phenomena, as well as on a fine determination of friction laws and partition coefficients.

Finally, a comparison of the numerical and experimental results is carried out at each scale of study and enabled to conclude on the relevance of the proposed numerical model.

KEYWORDS: Drilling, Numerical modelling, Ti-6Al-4V titanium alloy, Digital image correlation (DIC), Infrared Thermography, Thermomechanical field measurements.