



**HAL**  
open science

# Développements expérimentaux pour la mesure des champs cinématique et thermique en usinage : application aux alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718

Haythem Zouabi

► **To cite this version:**

Haythem Zouabi. Développements expérimentaux pour la mesure des champs cinématique et thermique en usinage : application aux alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718. Mécanique [physics]. Université de Bordeaux, 2022. Français. NNT : 2022BORD0373 . tel-04342784

**HAL Id: tel-04342784**

**<https://theses.hal.science/tel-04342784>**

Submitted on 13 Dec 2023

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

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

Thèse présentée  
pour l'obtention du grade de  
**Docteur de**  
**l'Université de Bordeaux**

École Doctorale  
Sciences Physiques et de l'Ingénieur

Spécialité  
Mécanique

Par **Haythem ZOUABI**

Développements expérimentaux pour la mesure  
des champs cinématique et thermique en usinage :  
application aux alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718.

Sous la direction de : **M. Olivier CAHUC** et **M. Gilles DESSEIN**  
et le co-encadrement de : **M<sup>me</sup>. Madalina CALAMAZ** et **M. Vincent WAGNER**

Soutenue le 09 Décembre 2022

Membres du jury :

M. Guénael GERMAIN	Professeur, ENSAM Angers, LAMPA	Examinateur
M. Yann LANDON	Professeur, Université de Toulouse, ICA	Rapporteur
M. Arnaud DUCHOSAL	MCF HDR, Université de Tours, LaMé	Rapporteur
M <sup>me</sup> Madalina CALAMAZ	MCF, ENSAM de Bordeaux, I2M	Examinatrice
M. Olivier CAHUC	Professeur, Université de Bordeaux, I2M	Directeur de thèse
M. Vincent WAGNER	MCF HDR, ENI de Tarbes, LGP	Examinateur
M. Gilles DESSEIN	Professeur, ENI de Tarbes, LGP	Invité



# Table des matières

<b>Remerciements</b>	<b>1</b>
<b>Introduction générale</b>	<b>3</b>
<b>1 Mécanismes et physiques de la coupe en usinage</b>	<b>9</b>
1.1 Introduction	11
1.2 Usinabilité	13
1.2.1 Cas des alliages de titane	13
1.2.2 Cas de l'alliage d'Inconel 718	17
1.3 Formation des copeaux	19
1.3.1 Coupe orthogonale	20
1.3.2 Zones de cisaillement	20
1.3.3 Sources de chaleur	22
1.3.4 Morphologies des copeaux	23
1.3.5 Bandes de cisaillement adiabatique	28
1.3.6 Mécanismes de formation des copeaux segmentés	31
1.4 Mesure des champs en usinage	32
1.4.1 Mesure <i>in-situ</i> des champs cinématiques	32
1.4.2 Mesure <i>in-situ</i> des champs thermiques	40
1.5 Analyse des manques	50
1.6 Bilan	50
<b>2 Conception d'un banc expérimental pour la mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale</b>	<b>53</b>
2.1 Introduction	55
2.2 État de l'art sur les montages de coupe :	55
2.2.1 Par mouvement linéaire	55
2.2.2 Par mouvement de rotation	59
2.2.3 Conclusion intermédiaire	61
2.3 Nouveau banc de coupe orthogonale et de frottement	65
2.3.1 Conception du banc	65

2.3.2	Caractéristiques techniques . . . . .	67
2.4	Systèmes optiques pour la mesure in-situ des champs cinématiques . . . . .	69
2.4.1	Sources de lumière . . . . .	69
2.4.1.1	Problématiques d'éclairage . . . . .	71
2.4.1.2	Solutions optiques d'éclairage . . . . .	72
2.4.2	Conception d'un système optique d'imagerie rapide . . . . .	79
2.4.2.1	Système optique avec un éclairage à l'extérieur . . . . .	79
2.4.2.2	Système optique avec un éclairage coaxial . . . . .	87
2.5	Bilan . . . . .	90
<b>3</b>	<b>Analyse expérimentale et caractérisation des champs cinématiques en coupe or-</b>	
	<b>thogonale</b>	<b>91</b>
3.1	Introduction . . . . .	93
3.2	Montage expérimental . . . . .	93
3.2.1	Choix de la caméra rapide . . . . .	93
3.2.2	Matériaux et géométrie de l'éprouvette . . . . .	97
3.2.3	Outils de coupe . . . . .	98
3.3	Corrélation d'Images Numériques (CIN) . . . . .	100
3.3.1	Démarche générique . . . . .	100
3.3.2	Approche globale . . . . .	104
3.3.3	Approche locale . . . . .	106
3.3.4	Conclusion intermédiaire . . . . .	109
3.4	Outils numériques . . . . .	110
3.4.1	Analyse de la texture . . . . .	110
3.4.2	Outils de post-traitement numérique . . . . .	112
3.4.2.1	Conversion, calcul et superposition . . . . .	112
3.4.2.2	Suivi des niveaux des déformations . . . . .	113
3.5	Analyse des résultats expérimentaux . . . . .	114
3.5.1	Cas de l'alliage Ti-6Al-4V . . . . .	114
3.5.1.1	Périodicité de segmentation . . . . .	114
3.5.1.2	Géométrie des copeaux . . . . .	115
3.5.1.3	Analyse de la microstructure . . . . .	118
3.5.1.4	Efforts de coupe . . . . .	121
3.5.1.5	Analyse des champs cinématiques mesurés . . . . .	124
3.5.2	Cas de l'alliage d'Inconel 718 . . . . .	137
3.5.2.1	Usure des plaquettes . . . . .	137
3.5.2.2	Préparation de surface . . . . .	139
3.5.2.3	Efforts de coupe . . . . .	143
3.5.2.4	Analyse des champs cinématiques mesurés . . . . .	146
3.6	Conclusion . . . . .	154

<b>4</b>	<b>Caractérisation des champs thermiques en coupe orthogonale</b>	<b>157</b>
4.1	Introduction . . . . .	159
4.2	Modèles radiométriques . . . . .	159
4.3	Système optique couplé . . . . .	162
4.3.1	Choix de la caméra thermique . . . . .	162
4.3.2	Luminance spectrale . . . . .	163
4.3.3	Choix des composants optiques . . . . .	165
4.3.4	Conception . . . . .	166
4.4	Calibration thermique . . . . .	167
4.4.1	Description de la technique développée . . . . .	168
4.4.1.1	Conception du montage de calibration . . . . .	169
4.4.1.2	Identification du modèle radiométrique . . . . .	171
4.5	Essai de validation . . . . .	174
4.6	Conclusion . . . . .	176
	<b>Conclusion générale</b>	<b>179</b>
	<b>Bibliographie</b>	<b>199</b>
	<b>Bibliographie</b>	<b>199</b>
<b>A</b>	<b>Calibration d'une platine 6 composantes</b>	<b>I</b>
A.1	Introduction . . . . .	II
A.2	Outils de calibration . . . . .	II
A.3	Montages et identification des coefficients correcteurs . . . . .	III
<b>B</b>	<b>Platines de réglage</b>	<b>VII</b>
B.1	Conception . . . . .	VIII
B.2	Données techniques . . . . .	IX
<b>C</b>	<b>Essai de validation</b>	<b>XI</b>
C.1	Introduction . . . . .	XII
C.2	Montage expérimental . . . . .	XII
C.3	Analyse des champs cinématiques mesurés . . . . .	XIII
C.4	Précision de mesure . . . . .	XV
<b>D</b>	<b>Profils des composantes de déformation en coupe de l'alliage Ti-6Al-4V</b>	<b>XVII</b>
D.1	Essai à 3 m/min . . . . .	XVIII
D.2	Essai à 10 m/min . . . . .	XIX
D.3	Essai à 20 m/min . . . . .	XX

<b>E</b>	<b>Profils des composantes de déformation en coupe de l'alliage d'Inconel 718</b>	<b>XXIII</b>
E.1	Essai à 3m/min . . . . .	XXIV
E.2	Essai à 10m/min . . . . .	XXV
<b>F</b>	<b>Système optique pour la mesure des champs de température</b>	<b>XXVII</b>
F.1	Platine de réglage micrométrique . . . . .	XXVIII
F.2	Système optique . . . . .	XXVIII
F.3	Montage complet . . . . .	XXVIII
<b>G</b>	<b>Calibration thermique</b>	<b>XXXIII</b>
G.1	Montage de calibration thermique . . . . .	XXXIV
G.2	Contrôle de la température . . . . .	XXXIV

# Table des figures

1	Structuration du projet ENABLE en 3 WorkPackages (WP) . . . . .	4
2	Vitesses de coupe de différents alliages métalliques [Vigneau, 1999] . . . . .	5
3	Organisation du manuscrit de thèse . . . . .	8
1.1	Structure cristalline du titane : Phase $\alpha$ de structure Hexagonale Pseudo-Compacte (HPC) et phase $\beta$ de structure Cubique Centrée (CC) [Julien, 2017]. . . . .	13
1.2	Classification des alliages de titane en fonction de leur teneur en éléments bêta-gènes, [Armendia et al., 2010]. . . . .	14
1.3	Différentes microstructures de l'alliage Ti-6Al-4V : a) microstructure totalement lamellaire (X50); b) microstructure équiaxe (X50) [Liu et al., 2009] and c) microstructure duplex (X10) [Zhang et al., 2008]. . . . .	15
1.4	Microstructure de l'Inconel 718 : a) Non traité, b) Forgé et traité à T=1100°C pour 10min [Sui et al., 2011]. . . . .	18
1.5	Les trois techniques permettant d'assurer une configuration de coupe orthogonale [Harzallah, 2018]. . . . .	21
1.6	Principales zones de cisaillements. . . . .	22
1.7	Principales sources et flux de chaleur. . . . .	23
1.8	Classification normalisée des types de copeaux obtenus en usinage selon la norme NFE 66505. . . . .	24
1.9	Copeaux continus enregistrés par une caméra rapide lors de la coupe orthogonale sur l'alliage d'aluminium AA2024-T351 à une vitesse de coupe $V_c=60\text{m/min}$ ( $\gamma$ : angle de coupe; a : avance) [List, 2004]. . . . .	25
1.10	Observations MEB sur des copeaux segmentés obtenus en coupe orthogonale sur Ti-6Al-4V avec $V_c=3\text{m/min}$ , $a=0,2\text{mm}$ et : a) $\lambda=0^\circ$ et b) $\lambda=15^\circ$ . . . . .	25
1.11	Les différentes phases gouvernant la formation d'un segment de copeau [Poulachon and Moisan, 1998] . . . . .	26
1.12	a) Image du copeau Ti-6Al-4V obtenue par le biais d'une caméra rapide lors d'un essai de coupe orthogonale avec $V_c=6\text{m/min}$ et b) observation MEB et détails de la fissure au niveau de la bande de cisaillement primaire [Pottier et al., 2014]. . . . .	27

1.13	Géométrie de la bande de cisaillement adiabatique en fonction des vitesses de coupe : a) 30,2m/min ; b) 59,6m/min ; c) 81,4m/min ; d) 126,6m/min ; e) 178,4m/min et f) 281,3m/min [Wan et al., 2012]. . . . .	29
1.14	a) Microstructure du copeau segmenté en Ti-6Al-4V suite à un essai de coupe orthogonale à une vitesse de coupe $V_c=360$ m/min et b) détails de la bande de cisaillement adiabatique [Velásquez et al., 2007]. . . . .	29
1.15	Les différentes phases de formation d'un copeau segmenté : a) compression ; b) localisation de la déformation plastique et c) glissement du segment de copeau [Harzallah, 2018]. . . . .	31
1.16	Système optique développé par [Childs, 1971]. . . . .	33
1.17	Système optique ultra-rapide développé par [Hijazi and Madhavan, 2008] : a) synchronisation de 4 caméras rapides utilisant le mode "double frame" et b) 4 sources de laser pulsé. . . . .	33
1.18	Système optique développé par [Baizeau et al., 2017] pour étudier l'intégrité de surface après un essai de coupe orthogonale. . . . .	34
1.19	Chronogramme des essais instrumentés en coupe orthogonale [Baizeau et al., 2017]. . . . .	35
1.20	Système optique couplé MADMACS développé par [Whitenton, 2010] . . . . .	36
1.21	Système optique couplé VISIR développé par [Harzallah et al., 2018] . . . . .	36
1.22	Techniques de mesure de la température en usinage . . . . .	40
1.23	Schématisation du montage expérimental utilisant la barre de Hopkinson et du système optique utilisé pour la mesure des champs thermiques en coupe orthogonale [Sutter et al., 2003a] . . . . .	41
1.24	Montage expérimental pour la mesure des champs thermiques en coupe orthogonale [Artozoul et al., 2014] . . . . .	42
1.25	a) Détails du montage expérimental en coupe orthogonale et b) procédure de calibration thermique [Valiorgue et al., 2013] . . . . .	43
1.26	a) Détails du montage expérimental en coupe orthogonale et b) procédure de calibration thermique [Arrazola et al., 2008] . . . . .	44
1.27	a) Détails du montage expérimental et b) zoom sur la région b [Heigel et al., 2017] . . . . .	45
1.28	a) Schématisation du montage expérimental en coupe orthogonale pour la mesure des champs thermiques sur la face latérale de l'outil de coupe et b) schématisation de la méthode d'extrapolation des champs thermiques sur la face de coupe de l'outil à partir des champs mesurés sur la face latérale [Buruaga et al., 2018] . . . . .	46
1.29	Champs thermiques mesurés en coupe orthogonale sur : a) l'alliage d'acier 1045 à $V_c=605$ m/min [Davies et al., 2005] ; b) l'alliage d'acier 316L à $V_c=120$ m/min [Valiorgue et al., 2013] ; c) l'alliage d'acier C45 à $V_c=200$ m/min [Buruaga et al., 2018] et d) l'alliage de titane Ti-6Al-4V à $V_c=3$ m/min [Harzallah et al., 2018] . . . . .	47

2.1	a) Dispositif de la barre de Hopkinson instrumenté par une caméra rapide et b) détails de la coupe [Sutter and List, 2013]. . . . .	56
2.2	a) Raboteuse utilisée pour des essais de coupe orthogonale instrumentés par une caméra rapide ; b) représentation schématique de la coupe orthogonale et du système d'axes et c) représentation 2D et la région d'intérêt filmée par la caméra rapide [Pottier et al., 2014]. . . . .	57
2.3	Montage spécial conçu par Guo et al [Guo et al., 2015] pour permettre des essais de coupe orthogonale instrumentée sur une machine de traction/compression. . . . .	58
2.4	Banc de coupe orthogonale développé par Blanchet et al [Blanchet, 2015]. . . . .	58
2.5	Montage de coupe orthogonale et système optique d'imagerie rapide développés par Baizeau et al [Baizeau, 2016] pour l'étude de l'intégrité de surface en coupe de l'acier 100CrMo7. . . . .	59
2.6	a) Montage de coupe orthogonale conçu sur fraiseuse et b) système optique d'imagerie rapide pour la mesure des champs thermiques [Dinc et al., 2008]. . . . .	60
2.7	Montage expérimental pour la mesure des champs thermiques en coupe des aciers AISI 1045 et 4140 [Cooke, 2008]. . . . .	60
2.8	Montage expérimental pour la mesure des champs thermiques en coupe des alliages Ti555-3 et Ti-6Al-4V [Bouchnak, 2010] . . . . .	61
2.9	Montage expérimental pour la mesure des longueurs de contact outil-copeau en coupe de l'alliage de titane Ti-6Al-4V [Barelli, 2016] . . . . .	61
2.10	Niveaux des efforts de coupe mesurés lors de l'usinage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V. Données prises des travaux faits par [Hua and Shivpuri, 2004, Nouari et al., 2008, Calamaz et al., 2008, Sima and Özel, 2010, Fang and Wu, 2009, Karpat, 2011, Nouari and Makich, 2013, Rotella and Umbrello, 2014, Wang et al., 2015b, Harzallah et al., 2017] . . . . .	64
2.11	Niveaux des efforts de coupe mesurés lors de l'usinage de l'alliage d'Inconel718. Données prises des travaux faits par [Soo et al., 2004, Nalbant et al., 2007, Lorentzon et al., 2009, Pawade et al., 2009, Fang and Wu, 2009, Le Coz, 2012, Jafarian et al., 2014, Díaz-Álvarez et al., 2017] . . . . .	64
2.12	Détails de l'axe X du nouveau banc. . . . .	66
2.13	Vue de l'ensemble du nouveau banc en particulier les axes Y et Z. . . . .	67
2.14	Capacités théoriques du moteur linéaire en termes de vitesses et accélération. . . . .	68
2.15	Répartition de l'intensité lumineuse dans le cas d'une source de lumière diffusée placée à l'extérieur. . . . .	71
2.16	Répartition de l'intensité lumineuse dans le cas d'une source de lumière co-axiale diffusée. . . . .	72
2.17	Répartition de l'intensité lumineuse dans le cas d'une source de lumière co-axiale collimatée. . . . .	72

2.18	Effet de la planéité de surface dans le cas d'une source de lumière placée à l'extérieur. . . . .	73
2.19	Effet de la planéité de surface dans le cas d'une source de lumière coaxiale. . .	73
2.20	Source de lumière munie d'une fibre optique. . . . .	74
2.21	a) Tube collimateur; b) lumière collimatée observée sur un fond noir; c) ensemble [lentille plano-convexe, bagues de retenue] et d) d'une lumière diffusée à une lumière collimatée. . . . .	75
2.22	a) Pourcentage de transmission d'une lentille plano-convexe non-revêtue et b) de réflectance de la lentille plano-convexe ayant un revêtement anti-reflet sur [650..1050nm]. . . . .	75
2.23	a) Tube focalisateur; b) lumière focalisée observée sur un fond noir; c) ensemble [lentilles plano-convexes, bagues de retenue] et d) d'une lumière diffusée à une lumière focalisée. . . . .	76
2.24	Solution optique pour obtenir de la lumière coaxiale collimaté : a) éclaté de l'ensemble et b) coupe volumique et trajet de la lumière. . . . .	77
2.25	a) Pourcentage de transmission d'une lentille plano-convexe non-revêtue et b) de réflectance de la lentille plano-convexe ayant un revêtement anti-reflet sur [350..700nm]. . . . .	77
2.26	Illustration schématique du principe de transmission par double réflexion d'un objectif réflectif. . . . .	80
2.27	Classification des différents objectifs selon le spectre électromagnétique associé. . . . .	81
2.28	Pourcentage de transmission en fonction des longueurs d'ondes et du type de revêtement des objectifs réflectifs Thorlabs. . . . .	82
2.29	a) Illumination en fonction du nombre d'ouverture (N) et la luminance (L) et b) exposition lumineuse en fonction de l'illumination et du temps d'intégration ( $t_i$ ). . . . .	83
2.30	a) Résolution ( $\mu\text{m}$ ); b) champ de vision (mm); c) distance focale (mm) et d) distance de travail (mm) des objectifs réflectifs Thorlabs. . . . .	84
2.31	Pourcentage de transmission de la lentille tube ITL200 en fonction des longueurs d'onde et illustration schématique de son rôle de focalisation. . . . .	85
2.32	Système optique utilisant de l'éclairage placé à l'extérieur : a) vue de l'éclaté et b) vue de l'assemblage. . . . .	86
2.33	a) Transmission et b) réflectance du miroir semi-réfléchissant BSW10R. . . . .	87
2.34	Système optique avec un cube séparateur assurant de l'éclairage coaxiale : a) vue de l'éclaté et b) vue de l'assemblage.. . . .	88
2.35	Caméra rapide munie d'une monture C. . . . .	89
3.1	Évolution de la résolution maximale en fonction de la fréquence d'acquisition des différents modèles des caméras rapides Fastcam. . . . .	94
3.2	Illustration schématique du fonctionnement des capteurs CCD : a) "Frame-transfer" CCD et b) "Interline" CCD [Hijazi and Madhavan, 2008]. . . . .	95

3.3	Réponse spectrale normalisée des différents modèles des caméras rapides Fast-cam (données prises auprès de Photron). . . . .	96
3.4	a) Géométrie de la pièce et b) microstructure initiale du Ti-6Al-4V observée sur un microscope de type Olympus. . . . .	97
3.5	Observations MEB des différentes phases du Ti-6Al-4V . . . . .	97
3.6	a) Géométrie de la pièce et b) microstructure initiale de l'Inconel718. . . . .	98
3.7	Observations MEB de la microstructure de l'Inconel 718. . . . .	98
3.8	Outils de coupe utilisés dans les essais de coupe orthogonale instrumentée. . . . .	99
3.9	Reconstruction 3D et profils des faces de coupe et de dépouille des différentes plaquettes utilisées pour les essais de coupe orthogonale. . . . .	99
3.10	Illustration schématique du principe de la corrélation en 2D. . . . .	101
3.11	Démarche générique de : a) la corrélation incrémentale et non incrémentale et b) d'une Corrélation Incrémentale vers des Grandeurs Cinématiques Cumulées (C3IG). . . . .	103
3.12	Les différentes phases de formation d'un copeau segmenté. . . . .	104
3.13	Illustration schématique du principe de la corrélation avec un approche globale utilisant des éléments Q4. . . . .	105
3.14	Transformation d'un élément $\Omega_m$ de type Q4 d'une image de référence vers l'image déformée. . . . .	106
3.15	Illustration schématique du principe de la corrélation avec un approche locale. . . . .	107
3.16	Vecteur déplacement du centre d'un motif (selon Pan et al [Pan et al., 2009]) ayant subi un changement de forme induit par la déformation. . . . .	108
3.17	Description du script Matlab développé pour la conversion des champs de déplacement et la superposition des champs cinématiques sur des images brutes : données d'entrée et de sortie. . . . .	112
3.18	Description du script Matlab développé pour le suivi des niveaux des déformations. . . . .	113
3.19	Périodicité de segmentation des copeaux en Ti-6Al-4V en fonction des vitesses de coupe et des avances pour un outil à $0^\circ$ d'angle de coupe. . . . .	114
3.20	Périodicité de segmentation des copeaux en Ti-6Al-4V en fonction des vitesses de coupe et des avances pour un outil à $15^\circ$ d'angle de coupe. . . . .	115
3.21	Occurrence des largeurs des segments de copeaux et des angles de cisaillement avec $\gamma=0^\circ$ : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et c) $V_c=20\text{m/min}$ . . . . .	116
3.22	Occurrence des largeurs des segments de copeaux et des angles de cisaillement avec $\gamma=15^\circ$ : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et c) $V_c=20\text{m/min}$ . . . . .	117
3.23	Observations MEB sur des copeaux en Ti-6Al-4V obtenus avec un angle de coupe $\gamma=0^\circ$ et : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et $V_c=20\text{m/min}$ . . . . .	119
3.24	Observations MEB sur des copeaux en Ti-6Al-4V obtenus avec un angle de coupe $\gamma=15^\circ$ et : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et $V_c=20\text{m/min}$ . . . . .	120

3.25	Forces de coupe : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et c) $V_c=20\text{m/min}$ (angle de coupe : $\gamma=0^\circ$ ). . . . .	122
3.26	Moments de coupe mesurés au centre de la platine : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et c) $V_c=20\text{m/min}$ (angle de coupe : $\gamma=0^\circ$ ). . . . .	122
3.27	Forces de coupe : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et c) $V_c=20\text{m/min}$ (angle de coupe : $\gamma=15^\circ$ ). . . . .	123
3.28	Moments de coupe mesurés au centre de la platine : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et c) $V_c=20\text{m/min}$ (angle de coupe : $\gamma=15^\circ$ ). . . . .	123
3.29	Déplacement de la scène filmée pendant le temps d'intégration et plage d'obscurité en utilisant : a) le collimateur ou le focalisateur de la lumière et b) la solution optique pour un éclairage coaxial collimaté. . . . .	125
3.30	Illustration schématique d'une interpolation plane sur des déplacements nodaux situés dans la fenêtre de déformation de rayon R. . . . .	126
3.31	a) Images visuelles et champs des déplacements : b) $U_x$ ( $\mu\text{m}$ ) et c) $U_y$ ( $\mu\text{m}$ ) à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=0^\circ$ . . . . .	128
3.32	Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ ; c) $A_{yy}$ et d) le champs des déformations équivalentes $A_{eq}$ à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=0^\circ$ . . . . .	128
3.33	a) Images visuelles et champs des déplacements : b) $U_x$ ( $\mu\text{m}$ ) et c) $U_y$ ( $\mu\text{m}$ ) à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	129
3.34	Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ ; c) $A_{yy}$ et d) le champs des déformations équivalentes $A_{eq}$ à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	129
3.35	a) Images visuelles et champs des déplacements : b) $U_x$ ( $\mu\text{m}$ ) et c) $U_y$ ( $\mu\text{m}$ ) à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=0^\circ$ . . . . .	130
3.36	Initiation et propagation d'une fissure de la pointe de l'outil vers le bord libre de la pièce (essai à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=0^\circ$ ). . . . .	130
3.37	Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ ; c) $A_{yy}$ et d) le champs des déformations équivalentes $A_{eq}$ à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=0^\circ$ . . . . .	131
3.38	a) Images visuelles et champs des déplacements : b) $U_x$ ( $\mu\text{m}$ ) et c) $U_y$ ( $\mu\text{m}$ ) à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	132
3.39	Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ ; c) $A_{yy}$ et d) le champs des déformations équivalentes $A_{eq}$ à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	132
3.40	a) Images visuelles et champs des déplacements : b) $U_x$ ( $\mu\text{m}$ ) et c) $U_y$ ( $\mu\text{m}$ ) à $V_c=20\text{m/min}$ et $\gamma=0^\circ$ . . . . .	133
3.41	Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ ; c) $A_{yy}$ et d) le champs des déformations équivalentes $A_{eq}$ à $V_c=20\text{m/min}$ et $\gamma=0^\circ$ . . . . .	133
3.42	a) Images visuelles et champs des déplacements : b) $U_x$ ( $\mu\text{m}$ ) et c) $U_y$ ( $\mu\text{m}$ ) à $V_c=20\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	134
3.43	Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ ; c) $A_{yy}$ et d) le champs des déformations équivalentes $A_{eq}$ à $V_c=20\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	134

3.44 Niveaux des déformations équivalentes durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à une vitesse de coupe $V_c=3\text{m/min}$ : a) $\gamma=0^\circ$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	135
3.45 Niveaux des déformations équivalentes durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à une vitesse de coupe $V_c=10\text{m/min}$ : a) $\gamma=0^\circ$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	136
3.46 Niveaux des déformations équivalentes durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à une vitesse de coupe $V_c=20\text{m/min}$ : a) $\gamma=0^\circ$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	136
3.47 Usure de la face de coupe des plaquettes en carbure de tungstène non-revêtu suite à des essais de coupe orthogonale sur l'Inconel 718 : a) plaquette à $0^\circ$ et b) plaquette à $15^\circ$ . . . . .	138
3.48 Usure de a) la face de coupe b) la face de dépouille d'une plaquette à $30^\circ$ suite à un essai interrompu unique sur l'Inconel 718 à une vitesse de coupe de $3\text{m/min}$ .	138
3.49 Usure de a) la face de coupe b) la face de dépouille d'une plaquette à $30^\circ$ suite à des essais continus de coupe orthogonales à différentes vitesses de coupe ( $V_c=3, 10$ et $20\text{m/min}$ ). . . . .	139
3.50 Attaques électrochimiques d'une éprouvette en Inconel 718 : visualisation microscopique de 3 différentes zones. . . . .	140
3.51 Fonction d'autocorrelation à différentes valeurs de grossissements : a) zone 1 ; b) zone 2 et c) zone 3. . . . .	141
3.52 Attaque électrochimique par morceau d'une éprouvette en Inconel 718 : visualisation microscopique de différentes zones. . . . .	141
3.53 Fonction d'autocorrelation à différentes valeurs de grossissements : a) zone I ; b) zone II (superposition de deux attaques électrochimiques) et c) zone III. . . . .	142
3.54 Polissage d'une éprouvette en Inconel 718 avec un papier abrasif P1200 : visualisation microscopique de différentes zones. . . . .	142
3.55 Fonction d'autocorrelation sur des images prises au milieu de l'éprouvette en Inconel 718 à différents valeurs de grossissements : a) X5 ; b) X10 et c) X20. . . . .	143
3.56 Fonction d'autocorrelation sur des images prises au bord de l'éprouvette en Inconel 718 à différents valeurs de grossissements : a) X5 ; b) X10 et c) X20. . . . .	144
3.57 Forces de coupe : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et $V_c=20\text{m/min}$ (angle de coupe : $\gamma=15^\circ$ ). . . . .	144
3.58 Moments de coupe mesurés au centre de la platine : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et $V_c=20\text{m/min}$ (angle de coupe : $\gamma=15^\circ$ ). . . . .	145
3.59 Forces de coupe : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et $V_c=20\text{m/min}$ (angle de coupe : $\gamma=30^\circ$ ). . . . .	145
3.60 Moments de coupe mesurés au centre de la platine : a) $V_c=3\text{m/min}$ ; b) $V_c=10\text{m/min}$ et $V_c=20\text{m/min}$ (angle de coupe : $\gamma=30^\circ$ ). . . . .	146

3.61	a) Images visuelles; champs des déplacements : b) $U_x$ ( $\mu\text{m}$ ) et c) $U_y$ ( $\mu\text{m}$ ) à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	147
3.62	Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ ; c) $A_{yy}$ et d) le champs des déformations équivalentes $A_{eq}$ à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	148
3.63	a) Images visuelles; champs des déplacements : b) $U_x$ ( $\mu\text{m}$ ) et c) $U_y$ ( $\mu\text{m}$ ) à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=30^\circ$ . . . . .	148
3.64	Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ ; c) $A_{yy}$ et d) le champs des déformations équivalentes $A_{eq}$ à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=30^\circ$ . . . . .	149
3.65	a) Images visuelles; champs des déplacements : b) $U_x$ ( $\mu\text{m}$ ) et c) $U_y$ ( $\mu\text{m}$ ) à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	150
3.66	Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ ; c) $A_{yy}$ et d) le champs des déformations équivalentes $A_{eq}$ à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ . . . . .	151
3.67	a) Images visuelles; champs des déplacements : b) $U_x$ ( $\mu\text{m}$ ) et c) $U_y$ ( $\mu\text{m}$ ) à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=30^\circ$ . . . . .	151
3.68	Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ ; c) $A_{yy}$ et d) le champs des déformations équivalentes $A_{eq}$ à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=30^\circ$ . . . . .	152
3.69	Niveau des déformations équivalentes durant la formation de copeau en Inconel 718 à une vitesse de coupe $V_c=3\text{m/min}$ : a) $\gamma=15^\circ$ et $\gamma=30^\circ$ . . . . .	153
3.70	Niveau des déformations équivalentes durant la formation de copeau en Inconel 718 à une vitesse de coupe $V_c=10\text{m/min}$ : a) $\gamma=15^\circ$ et $\gamma=30^\circ$ . . . . .	153
4.1	Points de fonctionnement des caméras thermiques Infratec : a) IR9300 et b) IR9400. . . . .	163
4.2	a) Points de fonctionnement de la caméra thermique FLIR SC7200; b) et sa réponse spectrale normalisée en fonction de la bande de fonctionnement. . . . .	163
4.3	Luminance spectrale d'un corps noir en fonction des longueurs d'ondes et des températures. . . . .	164
4.4	a) Principe de fonctionnement du miroir dichroïque et b) pourcentage de Transmission (T) et de Réflectance (R) en fonction des longueurs d'onde. . . . .	165
4.5	Pourcentage de réflexion du miroir infrarouge en fonction des longueurs d'onde et des types de revêtement. . . . .	166
4.6	Vue de l'ensemble du montage complet. . . . .	167
4.7	Vue de l'ensemble du système optique couplé. . . . .	168
4.8	Calibration thermique avec une cartouche chauffante. . . . .	169
4.9	Géométrie et dimensions de l'éprouvette de calibration. . . . .	170
4.10	Microstructure observée au niveau du méplat de l'éprouvette de calibration en Ti-6Al-4V. . . . .	170
4.11	Identification de la cinétique de chauffe sur un nœud appartenant au méplat, sous un flux de chaleur avec une densité surfacique de puissance égale à $195,3.10^3\text{W/m}^2$ maintenu pendant 25s. . . . .	171

4.12	Montage de calibration thermique. . . . .	172
4.13	Champs des DLs en fonction de la température réelle : a) DLs brutes et b) DLs filtrés avec le filtre de Wiener . . . . .	173
4.14	a) Evolution de la moyenne des DLs et b) de son écart type en fonction de la température réelle pour une fenêtre de taille 160×128 pixels <sup>2</sup> et avec un fenêtrage numérique (100×68 pixels <sup>2</sup> ) sur des données filtrées et c) modèle radiométrique identifié par interpolation sur les données expérimentales. . . . .	174
4.15	Champs des températures mesurées lors de la formation d'un segment de copeau en Ti-6Al-4V avec $V_c=3\text{m/min}$ et $a=0,25\text{mm}$ : a) début de segmentation du copeau ; b) phase intermédiaire et c) phase finale (début de l'éjection du segment de copeau). . . . .	176
4.16	Illustration schématique d'une étude découplée en coupe orthogonale de l'alliage Ti-6Al-4V dans le but d'étudier l'effet de chaque phase sur la déformation et l'effort de coupe induit. . . . .	182
4.17	Schéma symbolique des résultats potentiels par l'étude des phases découplées. . . . .	183
4.18	Illustration schématique de l'éprouvette de calibration thermique ayant subi un traitement thermique. . . . .	183
A.1	a) Micrographie des zones de cisaillement lors de la formation d'un copeau et b) illustration schématique de la rotation de la matière et de l'importance de la théorie du second gradient pour la modélisation en coupe [Cahuc et al., 2007]. . . . .	II
A.2	CAO des outils de calibration. . . . .	III
A.3	Illustration des montages réalisés pour la calibration du dynamomètre 9129AA. . . . .	IV
A.4	Les différents montages de calibration mis en place sur une fraiseuse conventionnelle : a) sans outil de calibration ; b) avec outil de calibration 1 et c) avec outil de calibration 2. . . . .	V
A.5	Moments théoriques en fonction des moments mesurés : a) $M_x$ ; b) $M_y$ et c) $M_z$ . . . . .	VI
B.1	Platines de réglage micrométrique 4 axes (3 translations et 1 rotation) : a) vue de l'ensemble et b) vue de l'éclatée. . . . .	VIII
C.1	a) Mire graduée de 1mm avec une résolution de 10 $\mu\text{m/division}$ et b) image de la mire graduée avec le système optique. . . . .	XII
C.2	Montage expérimental pour la coupe orthogonale instrumentée. . . . .	XII
C.3	Image de la formation du segment de copeau en Ti-6Al-4V à une vitesse de coupe $V_c=3\text{ m/min}$ . . . . .	XIII
C.4	Image de la formation du segment de copeau en Ti-6Al-4V à une vitesse de coupe $V_c=3\text{ m/min}$ . . . . .	XIV
C.5	a) Champ et b) occurrence du résidu de corrélation déterminés à partir des images de numéro 20, 30 et 40. . . . .	XVI

D.1	Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=0^\circ$ : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ et c) $A_{yy}$ .	XVIII
D.2	Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ et c) $A_{yy}$ .	XIX
D.3	Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=0^\circ$ : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ et c) $A_{yy}$ .	XX
D.4	Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ et c) $A_{yy}$ .	XX
D.5	Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à $V_c=20\text{m/min}$ et $\gamma=0^\circ$ : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ et c) $A_{yy}$ .	XXI
D.6	Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à $V_c=20\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ et c) $A_{yy}$ .	XXII
E.1	Profils des niveaux des déformations durant la formation de copeau en Inconel 718 à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ et c) $A_{yy}$ .	XXIV
E.2	Profils des niveaux des déformations durant la formation de copeau en Inconel 718 à $V_c=3\text{m/min}$ et $\gamma=30^\circ$ : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ et c) $A_{yy}$ .	XXIV
E.3	Profils des niveaux des déformations durant la formation de copeau en Inconel 718 à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=15^\circ$ : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ et c) $A_{yy}$ .	XXV
E.4	Profils des niveaux des déformations durant la formation de copeau en Inconel 718 à $V_c=10\text{m/min}$ et $\gamma=30^\circ$ : a) $A_{xx}$ ; b) $A_{xy}$ et c) $A_{yy}$ .	XXVI
F.1	Vue de l'éclaté de la platine forte charge.	XXIX
F.2	Vue de l'éclaté du système optique couplé.	XXX
F.3	Vue de l'éclaté du montage complet.	XXXII
G.1	CAO du montage de calibration thermique.	XXXIV
G.2	Système PID pour le contrôle de la température au niveau du méplat de l'éprouvette de calibration.	XXXV

# Liste des tableaux

1.1	Composition chimique en pourcentage massique de l'alliage Ti-6Al-4V, (AF-NOR 2013).	14
1.2	Propriétés physiques et mécaniques de l'alliage Ti-6Al-4V d'après [Lampman, 1990, Ramirez, 2017] et TIMET.	16
1.3	Composition chimique de l'Inconel 718 [Le Coz, 2012].	17
1.4	Propriétés physiques et mécaniques de l'alliage d'Inconel 718 d'après [Zemzemi, 2007, Marinescu, 2009, Le Coz, 2012], "alloy wire international" et Lamineries Matthey SA.	18
1.5	Comparatif de quelques propriétés mécaniques et physiques de l'Inconel718 à température ambiante [Marinescu, 2009].	18
1.6	Niveaux des sollicitations thermomécaniques typiques pour quelques procédés de mise en forme [Jaspers, 1999].	23
1.7	Paramètres mécaniques et optiques utilisés avec le système optique MADMACS développé par [Whitenton, 2010].	35
1.8	Paramètres mécaniques et optiques employés dans le contexte de mesure des champs cinématiques en usinage.	39
1.9	Paramètres mécaniques et optiques employés dans le contexte de mesure des champs thermiques en usinage.	48
2.1	Liste des travaux de recherche utilisant un montage de coupe orthogonale.	62
2.2	Dimensions initialement prévues des pièces à utiliser en configuration de coupe et de frottement.	65
2.3	Caractéristiques techniques de l'axe X.	68
2.4	Caractéristiques techniques des axes Y et Z.	69
2.5	Les différents types des sources de lumière [Fuller, 2009].	70
2.6	Tableau des composants indexés sur la figure 2.24.	76
2.7	Comparaison qualitative entre les différentes solutions d'éclairage selon les critères donnés dans la première colonne.	78
2.8	Techniques d'éclairage recommandées dans le cas d'un éclairage coaxial collimaté et d'un éclairage placé à l'extérieur.	78

2.9	Les quantités d'illumination et d'exposition lumineuse déterminés théoriquement pour une luminance égale à $1,2 \cdot 10^6$ Lux et pour différentes valeurs de grossissement. . . . .	84
2.10	Tableau des composants indexés dans la figure 2.32. . . . .	85
2.11	Tableau des composants indexés dans la figure 2.34. . . . .	87
3.1	Fréquences d'acquisition maximales des caméras rapides avec des fenêtres usuelles de taille $1024 \times 1024$ pixels ("Full-Frame") et $512 \times 512$ pixels ("1/2 Full-Frame").	94
3.2	Fréquences de segmentation ( $f_{seg}$ ) des copeaux en Ti-6Al-4V en fonction de la vitesse de coupe [Molinari et al., 2002]. . . . .	95
3.3	Pitch des différents modèles des caméras rapides Fastcam. . . . .	96
3.4	Différents critères de corrélation utilisés avec la technique CIN [Pan et al., 2009].	102
3.5	Données de quelques logiciels de CIN en terme de critère de corrélation, type de corrélation, approche et le passage d'une Corrélation Incrémentale vers des Grandeurs Cinématiques Cumulées (C3IG). . . . .	109
3.6	Taille du motif en fonction du matériau et de la technique de préparation employée.	111
3.7	Les moyennes et les dispersions du paramètre W. . . . .	115
3.8	Paramètres mécaniques et optiques pour les essais de mesure des champs cinématiques. . . . .	124
3.9	Le maximum de la déformation équivalente atteinte dans chaque essai réalisé sur l'alliage Ti-6Al-4V. . . . .	137
3.10	Paramètres mécaniques et optiques pour les essais de mesure des champs cinématiques. . . . .	146
3.11	Maximum de la déformation équivalente atteinte dans chaque essai réalisé sur l'alliage d'Inconel 718. . . . .	154
4.1	Caractéristiques techniques du miroir dichroïque. . . . .	165
4.2	Caractéristiques techniques de la cartouche chauffante. . . . .	171
4.3	Paramètres optiques utilisés pour la calibration thermique. . . . .	172
4.4	Paramètres optiques des lignes VISibles (VIS) et InfRarouge (IR) lors d'un essai de coupe orthogonale. . . . .	174
A.1	Valeurs standards des paramètres a et b. . . . .	V
A.2	Valeurs des coefficients de correction déterminées par calibration. . . . .	V
B.1	Tableau des composants indexés dans la figure C.1. . . . .	VIII
B.2	Données techniques de la platine LT3/M. . . . .	IX
B.3	Données techniques de la platine Newport M-UMR12.40. . . . .	IX
B.4	Données techniques de la platine Newport M-UTR120. . . . .	IX

C.1	Tableau des paramètres mécaniques et optiques de l'essai de coupe orthogonale instrumentée . . . . .	XIII
F.1	Tableau des composants indexés dans la figure F.1 . . . . .	XXVIII
F.2	Tableau des composants indexés dans la figure F.2. . . . .	XXXI
F.3	Tableau des composants indexés dans la figure F.3. . . . .	XXXI
G.1	Tableau des composants indexés dans la figure G.1. . . . .	XXXIV



# Remerciements

*Ce travail a été réalisé au sein de l'Institut de Mécanique et d'Ingénierie (I2M) de Bordeaux dans le cadre du projet européen ENABLE. Je remercie le directeur de l'université de Bordeaux pour son accueil.*

*Mes remerciements s'adressent tout d'abord à M. Christophe Bois, professeur à l'université de Bordeaux et Dr. Tanguy Briand pour l'opportunité qu'ils m'ont accordé de faire mon stage de fin d'étude à l'I2M. Je suis toujours reconnaissant. Merci également à Dr Eileen Boissin, Dr. Paul Van Der Sypt, Dr. Ramzi Askri, MCF Claire Guillebaud, MCF. Stéphane Pompidou, Pr. Eric Lacoste, Pr. Corinne Arvieu, Pr. Philippe Darnis et Mme Catherine Fonfride.*

*J'exprime mon immense gratitude à mon directeur de thèse M. Olivier Cahuc, professeur à l'université de Bordeaux et coordinateur du projet ENABLE qui a dirigé mon travail avec toutes ses compétences et ses expériences. Merci pour votre confiance, votre encadrement et votre disponibilité. Merci de m'avoir aidé à surmonter les moments difficiles de la thèse.*

*Aussi, mon immense gratitude s'adresse à mon codirecteur de thèse M. Gilles Dessein, Professeur à l'ENI de Tarbes. Merci pour toutes vos remarques précieuses et pour votre "rigidité" qui fait que je m'améliore au fur et à mesure ("si les gens changent, seuls les écrits restent").*

*Je tiens particulièrement à remercier mon encadrant M. Vincent Wagner, MCF-HDR à l'ENI de Tarbes. Merci pour votre encadrement, pour la rigueur et le sens des détails que vous cherchez dans chaque travail. Merci pour 4 mots clés : verrous, critères, démarches et apports.*

*Mes remerciements s'adressent également à Mme Madalina Calamaz, MCF à l'ENSAM de Bordeaux. Merci pour votre encadrement et pour votre accueil au sein de l'I2M de l'ENSAM.*

*Je tiens particulièrement à remercier Messieurs Guénael Germain, professeur à l'ENSAM d'Angers, Arnaud Duchosal, enseignant-chercheur à l'école polytechnique de Tours et Yann Landon, professeur à l'université de Toulouse pour l'intérêt que vous avez porté à mon travail et d'avoir accepté d'examiner le contenu. Merci pour vos remarques qui m'ont permis d'élaborer la version définitive du manuscrit.*

*Je tiens aussi à remercier tous les fonctionnaires du Technoshop de l'IUT de Bordeaux pour la réalisation du banc d'usinage, en particulier, Frédéric De Lazzari pour la qualité et la richesse des échanges.*

*Je remercie aussi Messieurs Thomas Pottier, Yann Landon, Abdallah Bouzid et Dr. Camille Bonnet pour les essais réalisés à l'Institut Clément Ader (ICA). Merci à M. Thomas Pottier pour nos échanges mails qui me laisse toujours se poser de nombreuses questions face à des mots clés.*

*Je tiens à remercier M. Raynald Laheurte, MCF-HDR à l'université de Bordeaux pour sa pédagogie et sa méthode d'explication de la procédure de calibration d'une platine 6 composants. Merci pour votre ouverture dans la discussion des résultats.*

*J'exprime mon immense gratitude à Messieurs Frédéric Lalardie, Tristan De Chazeron, Israel Robles et Dimitri Jaupart de l'atelier d'usinage de l'ENSAM de Bordeaux. Merci pour la belle ambiance, pour la motivation et pour votre gentillesse. Merci également à M. Jeremie Bega.*

*Je remercie aussi M. Mehdi Cherif, professeur à l'ENSAM de Bordeaux et chef de département MPI (Matériaux, Procédés et Interactions) pour nos discussions, pour le partage du bureau dans l'atelier d'usinage et pour ses encouragements durant la dernière ligne droite. Merci également à MCF Pierre-André Rey pour nos discussions et pour les quelques pauses café pleine d'humeur.*

*Mes remerciements vont aussi à tous les membres du projet ENABLE, en particulier, Mme Sara Marin pour sa sympathie et sa patience, Pr. Frank Girot et tous les ESRs dont je vous souhaite une très bonne continuation. Merci également à Mme Helena Marchione d'avoir géré mes commandes et mes missions.*

*Enfin, je remercie mes parents, ma soeur et mon frère pour leur soutien durant toutes ces années d'étude et de doctorat, Samar pour ta patience, tes encouragements et pour le bonheur que tu m'apportes. Merci à tous mes collègues doctorants, Morgane, Haoua, Diego, Preshit... à mon cher ami Dr. Driss El Khoukhi, ingénieur R&D chez Cetim, à M. Thierry Chiron, ingénieur CNRS à l'I2M, M. Fabrice Prince et bien d'autres encore.*

# Introduction générale

## Contexte scientifique

Ces travaux s'inscrivent dans le cadre du projet européen ENABLE ("European Network for Alloy Behaviour Law Enhancement") H2020 ITN MSCA GA N° 764979 dont l'objectif principal est de développer des modèles de comportement à base physique permettant une prédiction des chargements thermomécaniques rencontrés dans les procédés de fabrication les plus utilisés (usinage, soudage et fabrication additive). L'étude porte sur des alliages métalliques couramment utilisés dans l'industrie aéronautique. Ce projet comporte trois volets d'étude (figure 1) avec trois doctorants par volet :

- **Matériaux** : ce volet porte sur des essais de caractérisation du comportement des matériaux suite à des essais élémentaires en traction, compression et torsion. Une analyse du changement microstructural de la matière (tailles et orientations des grains, identification des phases existantes, identification de la recristallisation dynamique, etc) en fonction du chargement mécanique (et sa cinétique d'évolution) et thermique est réalisée. Ceci est dans le but d'identifier des modèles de comportement tenant compte de l'effet de la microstructure.
- **Modélisation** : ce volet porte sur la modélisation et la simulation numérique HPC ("High Power Computing" comme indiqué sur le guide du projet ENABLE) des procédés de fabrication en utilisant les modèles de comportement identifiés dans le volet 1.
- **Procédés** : ce volet est dédié pour des essais de caractérisation des champs cinématiques et thermiques en fonction des conditions opératoires lors d'un procédé de fabrication à travers une configuration simplifiée. Le but est d'avoir des données quantitatives à une échelle locale permettant de valider ou calibrer les modèles de comportement implémentés dans la simulation numérique (volet 2). L'impact de chaque procédé sur la microstructure du matériau sera étudié au sein du volet 1 à travers les échantillons fournis.

Ce manuscrit fait partie des travaux effectués au sein du volet 3 et a traité spécifiquement du procédé d'usinage. Les lois de comportement utilisés pour la simulation numérique de l'usinage sont généralement validées par : *i*) mesure des efforts de coupe, *ii*) mesure ponctuelle de la température au niveau de la pointe de l'outil, *iii*) analyse *post-mortem* de la morphologie des copeaux et ses caractéristiques géométriques et micrographiques et *iv*) mesure de la longueur de

**Verrou important:** Fiabilisation de la simulation numérique des procédés dans un contexte d'évolution vers l'Usine de Futur

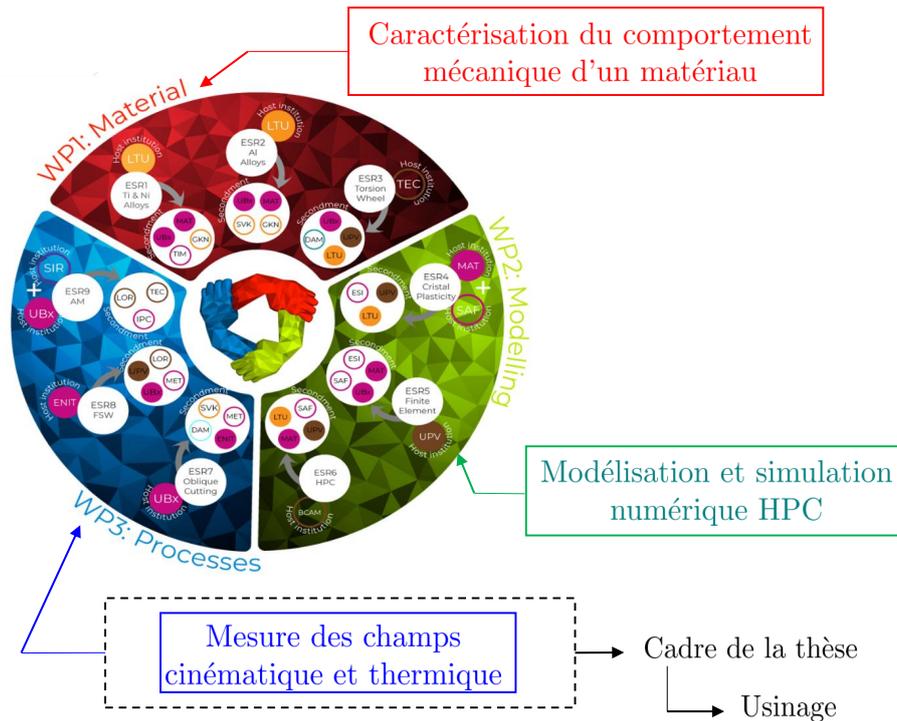


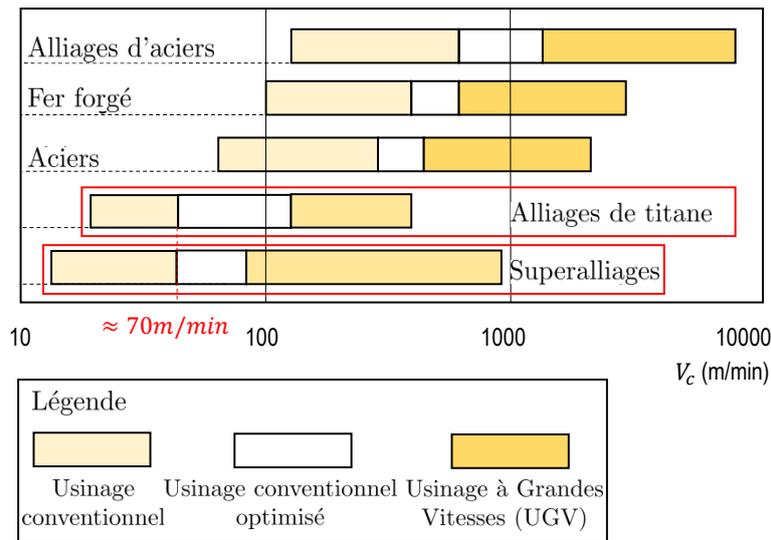
FIGURE 1 – Structuration du projet ENABLE en 3 WorkPackages (WP)

contact outil-matière. Bien que la précision de mesure de ces grandeurs soit assurée, ces lois peuvent manquer de fiabilité à l'égard de la nature complexe de l'opération d'usinage faisant engendrer des forts gradients des chargements thermomécaniques subis par la matière. Ainsi, on comprend très bien le besoin d'essais de caractérisation des champs cinématique et thermique à une échelle locale permettant de mieux comprendre les mécanismes de formation des copeaux et de révéler les gradients des chargements thermomécaniques. Les grandeurs mesurées (champs de déformation et de température) vont permettre de calibrer et/ou valider de nouvelles lois de comportement développées pour la simulation numérique du procédé d'usinage.

### Contexte industriel

Au cours de l'usinage, la matière subit de l'endommagement sous des sollicitations thermo-mécaniques complexes et couplées. Les alliages de titane et les alliages à base de nickel font partie des alliages métalliques largement utilisés dans l'industrie aéronautique vu leurs excellentes propriétés mécaniques conservées à des températures élevées. Cependant, la productivité en usinage de ces alliages métalliques est faible. En usinage conventionnel, la vitesse de coupe est limitée à 70 m/min (figure 2). De plus, leurs usinabilités posent des difficultés industrielles à cause de certaines de leurs propriétés mécaniques et leurs propriétés thermophysiques. En effet, les difficultés d'usinage de ces alliages sont multiples :

- une usure prématurée de l’outil de coupe induisant un coût élevé de l’opération d’usinage.
- une élévation importante de la température aux interfaces outil-matière conduisant à la réduction des vitesses de coupe.
- une instabilité de l’opération d’usinage en raison d’une forte oscillation des efforts de coupe conduisant à des vibrations et par conséquent une mauvaise maîtrise de la qualité des surfaces usinées mettant en cause la tenue en service des pièces.



Vitesse de coupe maximale en usinage conventionnel des alliages de titane et des superalliages: 70 m/min

FIGURE 2 – Vitesses de coupe de différents alliages métalliques [Vigneau, 1999]

Ainsi, le défi industriel est de réduire le coût d’usinage, augmenter la productivité et garantir une meilleure qualité de la surface usinée. Afin de répondre à cette problématique industrielle, de nombreux travaux ont été menés dans le but de mieux comprendre les mécanismes de formation des copeaux et l’interaction outil-matière lors de l’usinage. Le besoin de recourir à des essais de caractérisation *in-situ* des champs cinématiques et thermiques à une échelle locale lors de la formation des copeaux est d’une grande importance afin de contourner les difficultés d’usinage. La compréhension des phénomènes physiques mis en jeu lors de la formation des copeaux pourrait aider à identifier un apport extérieur pour l’amélioration de l’opération d’usinage. Cependant, les verrous scientifiques et techniques liés à ces essais de caractérisation sont nombreux.

### Verrous scientifiques et techniques

Les mécanismes de formation des copeaux segmentés ainsi que les phénomènes physiques à l’origine de l’apparition des bandes de cisaillement constituent des verrous scientifiques à lever pour mieux comprendre l’évolution et l’écoulement de la matière pendant le procédé d’usinage.

La difficulté d'accès à la zone de coupe constitue l'un des verrous techniques du point de vue optique et/ou mécanique. Dans ce contexte, des travaux récents [Pottier et al., 2014, Baizeau, 2016, Harzallah, 2018] ont été menés et ont montré la nature complexe des essais de caractérisation à une échelle locale.

L'application de la corrélation d'images numériques [Vacher et al., 1999, Sutton et al., 2008, Hild and Roux, 2008, Sutton et al., 2009, Hild and Roux, 2011] pour la mesure des champs cinématiques dans des essais de caractérisation des matériaux est largement employée. Cependant, dans un contexte de mesure de champs en usinage, proche de la pointe de l'outil de coupe, l'application de cette technique est moins aisée en raison de la difficulté d'accès à la zone d'intérêt, sa taille submillimétrique, la dynamique de l'essai de l'usinage ainsi qu'aux grandes déformations subies par le matériau. De même, la mesure des champs thermiques à une échelle locale pose autant de difficultés optiques que mécaniques (par exemple, le faible grossissement des objectifs standards et la faible fréquence d'acquisition des caméras thermiques).

### **Démarches adoptées**

Afin de lever les verrous techniques liés à la mesure des champs cinématiques et thermiques lors de la formation des copeaux, le procédé d'usinage est simplifié et étudié au travers de la configuration de coupe orthogonale. La démarche adoptée par la présente thèse est résumée par :

- la conception d'un banc de coupe orthogonale et frottement. Ce banc permet de placer les systèmes optiques d'imagerie rapide et thermique proche de la zone de coupe.
- la conception d'un système optique d'imagerie rapide dédié à la mesure des champs cinématiques à une échelle locale lors de la formation des copeaux en coupe orthogonale.
- l'identification et le développement d'outils numériques pour l'analyse des grandeurs cinématiques mesurées.
- la conception d'un système optique couplé d'imagerie thermique ayant pour but principal de mesurer les champs thermiques à une échelle locale lors de la formation des copeaux en coupe orthogonale.
- la calibration thermique, l'identification du modèle radiométrique et l'analyse des résultats de mesure des champs thermiques.

### **Organisation du manuscrit**

Ce manuscrit s'articule autour de quatre chapitres décrits ci-dessous :

**Le chapitre 1** présente un état de l'art sur l'usinabilité des alliages métalliques notamment les alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718 étudiés dans ce manuscrit. Les phénomènes physiques gouvernant la formation des copeaux en usinage sont abordés. Les systèmes optiques utilisés pour la mesure des grandeurs cinématiques et thermiques sont analysés.

**Le chapitre 2** présente, premièrement, le banc d'usinage conçu pour permettre des essais de coupe orthogonale instrumentée. Deuxièmement, la problématique de l'éclairage des zones submillimétriques est abordée. Une solution d'éclairage coaxial collimaté est proposée. Finalement, deux systèmes optiques d'imagerie rapide sont conçus pour la mesure in-situ des champs cinématiques en coupe orthogonale : i) système optique avec un éclairage placé à l'extérieur et ii) système optique intégrant une solution d'éclairage coaxial collimaté. Le choix du système optique à utiliser dépend du matériau d'étude, de la nature de la préparation de la surface de la pièce ainsi que sa réflectance.

**Le chapitre 3** aborde l'analyse des résultats des essais de coupe orthogonale instrumenté. Premièrement, la technique de Corrélation d'Images Numériques (CIN) est analysée. Une méthode permettant le passage d'une Corrélation Incrémentale vers des Grandeurs Cinématiques Cumulés (C3IG) est identifiée et adoptée pour la mesure des champs des déformations lors de la formation de copeau.

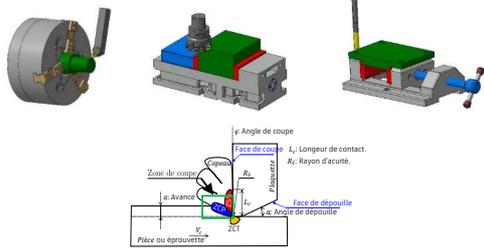
Deuxièmement, les résultats des essais de coupe orthogonale sur les deux alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718 sont présentés et analysés. Le choix des paramètres optiques est argumenté en fonction des paramètres mécaniques de l'essai.

**Le chapitre 4** décrit le système optique couplé conçu pour permettre d'étudier l'aspect thermique de la coupe simultanément avec la cinématique. Le choix des composants optiques est argumenté selon l'échelle d'étude et les caractéristiques de la caméra thermique utilisée. Un montage de calibration thermique est mis en place et permet d'identifier un modèle radiométrique reliant les niveaux digitaux aux températures réelles. Finalement, un essai de coupe orthogonale instrumenté sur l'alliage Ti-6Al-4V était conduit.

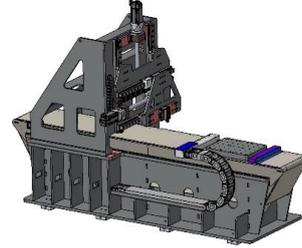
L'organisation du manuscrit est schématisée dans la figure 3.

Introduction générale

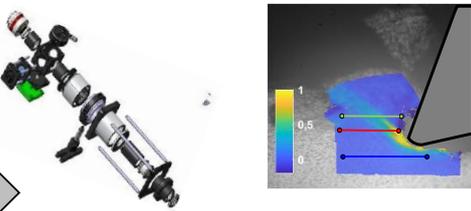
Chapitre 1



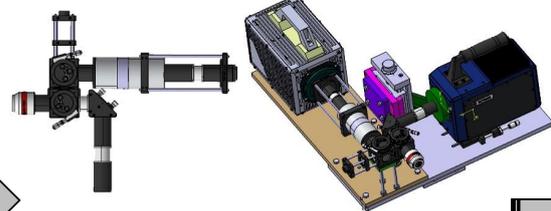
Chapitre 2



Chapitre 3



Chapitre 4



Conclusions générales

FIGURE 3 – Organisation du manuscrit de thèse

# **Chapitre 1**

## **Mécanismes et physiques de la coupe en usinage**

## Sommaire du chapitre 1

<b>1.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>11</b>
<b>1.2</b>	<b>Usinabilité</b>	<b>13</b>
1.2.1	Cas des alliages de titane	13
1.2.2	Cas de l'alliage d'Inconel 718	17
<b>1.3</b>	<b>Formation des copeaux</b>	<b>19</b>
1.3.1	Coupe orthogonale	20
1.3.2	Zones de cisaillement	20
1.3.3	Sources de chaleur	22
1.3.4	Morphologies des copeaux	23
1.3.5	Bandes de cisaillement adiabatique	28
1.3.6	Mécanismes de formation des copeaux segmentés	31
<b>1.4</b>	<b>Mesure des champs en usinage</b>	<b>32</b>
1.4.1	Mesure <i>in-situ</i> des champs cinématiques	32
1.4.2	Mesure <i>in-situ</i> des champs thermiques	40
<b>1.5</b>	<b>Analyse des manques</b>	<b>50</b>
<b>1.6</b>	<b>Bilan</b>	<b>50</b>

## 1.1 Introduction

L'usinage est un procédé de mise en forme par enlèvement de matière largement utilisé pour la fabrication des pièces mécaniques. Le gain en productivité et l'amélioration de l'usinabilité de certains alliages métalliques ont fait l'objet de nombreux travaux de recherche visant à optimiser le procédé d'usinage [Wagner, 2011, Barelli, 2016, Ramirez, 2017].

Une attention particulière est accordée aux alliages de titane et à base de nickel vu leur faible usinabilité en comparaison avec des aciers. En effet, l'usinage de ce type d'alliage est à l'origine d'une usure sévère des outils. Leur faible conductivité thermique induit une concentration de la température ainsi qu'une perte de la dureté de l'outil coupant. Une haute réactivité chimique cause le déclenchement des modes d'usure par adhésion et diffusion. Pour l'alliage de titane, son faible module de Young est à l'origine des vibrations importantes affectant la qualité de la surface usinée. Le retour élastique important au niveau de l'arête de coupe favorise l'usure en dépouille. Afin de répondre à ces problématiques, de nombreux travaux de recherche se sont orientés vers la compréhension des mécanismes de formation des copeaux ainsi que les sollicitations thermomécaniques durant l'écoulement de la matière en usinage. Cependant, l'accès à la zone de coupe pendant un essai d'usinage présente une difficulté majeure vue sa taille submillimétrique et la rapidité des phénomènes physiques : vitesse de déformation élevée [Pottier et al., 2014, Baizeau, 2016] accompagnée par une élévation importante et localisée de la température [Harzallah, 2018]. De ce fait, plusieurs travaux expérimentaux menés dans ce contexte étaient limités à des mesures *in-situ* et analyse des efforts de coupe, de la température proche de la pointe de l'outil et des analyses post-mortem sur les copeaux. Ainsi, l'historique des sollicitations thermomécaniques au niveau de la zone de coupe demeure mal connu et limite la compréhension des mécanismes de formation des copeaux à une échelle locale ainsi que l'optimisation du procédé d'usinage.

Des modélisations analytiques font partie des premières méthodes permettant une prédiction des efforts de coupe et de l'angle de cisaillement afin d'appréhender la mécanique de la coupe à une échelle macroscopique [Merchant, 1945a, Merchant, 1945b, Piispanen, 1948, Drucker, 1949, Drucker and Ekstein, 1950, Shaw, 1950, Oxley, 1977, Zerilli and Armstrong, 1987, Li, 1997]. Ces méthodes analytiques ont été développées pour mieux comprendre l'aspect thermique de la coupe [Komanduri and Hou, 2002, Huang and Liang, 2003, Adibi-Sedeh et al., 2003, Karpat and Özel, 2006, Cahuc et al., 2007, Fahad et al., 2013, Yousfi, 2015, Shan et al., 2019]. Ainsi, il est possible de déterminer l'ordre de grandeur des températures atteintes dans la zone de coupe et sur la face latérale de l'outil [Battaglia et al., 2005]. Ces données permettent également d'étudier leurs effets sur l'usure de l'outil de coupe. Bien que ces méthodes aient l'avantage d'avoir un temps de calcul rapide, elles ne peuvent pas révéler l'évolution temporelle des phénomènes physiques vu qu'elles sont généralement fondées sur l'hypothèse d'un

état stable de la coupe.

La simulation numérique par la méthode des éléments finis permet quant à elle une meilleure compréhension des mécanismes de formation des copeaux à différentes échelles [Rotella and Umbrello, 2014, Zhang et al., 2014, Arisoy and Özel, 2015, Wang et al., 2015b, Melkote et al., 2015]. En effet, elle permet de déterminer les efforts de coupe, la morphologie de copeau, les champs cinématiques et thermiques ainsi que l'évolution de la microstructure du matériau (taille des grains et microdureté [Wang et al., 2015b]). Ces résultats varient fortement selon le modèle de comportement du matériau, le modèle d'endommagement ainsi que les données d'entrée [Germain et al., 2013, Liu et al., 2013]. De ce fait, la fiabilité des résultats de la simulation numérique demeure encore discutable vu le manque des données expérimentales (champs cinématique et thermique) pour une validation à une échelle locale.

Récemment, des travaux de recherche se sont intéressés à des mesures *in-situ* des champs cinématique et thermique. Harzallah [Harzallah, 2018] a conçu un système optique d'imagerie VISuelle et InfraRouge (VISIR) pour des mesures couplées des champs de déformation et de température. La technique de Corrélation d'Images Numériques (CIN) est appliquée pour la mesure des grandeurs cinématiques. Les résultats ont permis d'appréhender les phénomènes mécaniques et thermiques mis en jeu lors de la formation des copeaux (à une vitesse de coupe maximale de 15m/min) et de valider de nouvelles lois de comportement et d'endommagement. Des systèmes optiques d'imagerie rapide sont ainsi mis en place pendant des essais de coupe orthogonale. Leurs performances se distinguent par leurs aptitudes de résolutions spatiale et temporelle. La mise en place de ces systèmes optiques en coupe orthogonale est une tâche complexe vu la taille submillimétrique de la zone de coupe, la rapidité des phénomènes physiques et le mouvement hors plan du copeau. En imagerie visuelle, la netteté et le contraste des images obtenues jouent un rôle important dans l'identification des champs cinématique par application de la technique de corrélation d'images numériques. Quant à l'imagerie thermique, le choix de la bande spectrale des radiations infrarouges perçues par le capteur de la caméra dépend de la plage des températures à mesurer.

Dans ce chapitre bibliographique, l'usinabilité de certains alliages métalliques aéronautiques est exposée en premier temps. Les difficultés (usures, vibrations, etc) rencontrées en usinage et qui sont liées aux propriétés mécaniques et physiques des matériaux sont discutées. Puis, les mécanismes de formation des copeaux sont abordés. Une attention particulière est accordée aux phénomènes physiques se produisant au niveau des zones de coupe ainsi que leur impact sur la microstructure du matériau. Les différentes phases de formation des copeaux segmentés sont analysées. Finalement, les techniques de mesure *in-situ* des champs cinématique et thermique sont étudiées plus en détails. La conception des systèmes optiques mis en place ainsi que leurs performances sont analysées. Une comparaison entre les différentes techniques est faite afin de montrer l'avantage et l'apport de chaque technique.

## 1.2 Usinabilité

D'après le dictionnaire Larousse, l'usinabilité est "l'aptitude d'un matériau à se laisser usiner". Selon Ramirez [Ramirez, 2017], cette définition diffère selon les points de vue des chercheurs et des industriels. Un chercheur dit que l'usinabilité est "l'aptitude d'un matériau, compte tenu de toutes ses propriétés, à être mis en forme par outil-coupant" tandis qu'un industriel dit que c'est "la capacité à obtenir une pièce de bonne qualité, économique et avec un bon cadencement".

### 1.2.1 Cas des alliages de titane

Le titane pur est présent sous forme de deux phases : soit la phase  $\alpha$  de structure Hexagonale Pseudo-Compacte (HPC) qui correspond aux températures inférieures à la température de transus  $\beta$  notée par  $T_\beta$  dans la figure 1.1 ou la phase  $\beta$  de structure Cubique Centrée (CC). Cette transformation allotropique  $\alpha$ - $\beta$  se produit à une température égale à 882°C. Les alliages

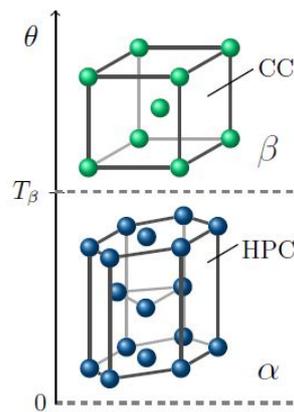


FIGURE 1.1 – Structure cristalline du titane : Phase  $\alpha$  de structure Hexagonale Pseudo-Compacte (HPC) et phase  $\beta$  de structure Cubique Centrée (CC) [Julien, 2017].

de titane sont obtenues après adjonction d'éléments dans le but d'améliorer certaines propriétés. Selon leur nature et concentration, la température de transus  $\beta$  va évoluer. A titre d'exemple, pour l'alliage Ti-6Al-4V, la température de transus  $\beta$  est égale à 995°C [Lütjering and Williams, 2003, Vila, 2010]. Ces éléments sont définis comme des  $\alpha$ -stabilisateurs ou des  $\beta$ -stabilisateurs. Ainsi, les alliages de titane peuvent être classés selon leurs contenus en éléments d'additions.

#### Eléments d'addition

Ces éléments d'addition peuvent être classés comme suit [Ezugwu and Wang, 1997, Julien, 2017, Ramirez, 2017] :

- Les éléments alphas qui stabilisent la phase  $\alpha$  : l'aluminium (Al), l'oxygène (O), le carbone (C) et l'azote (N).

- Les éléments bêtagènes qui stabilisent la phase  $\beta$  : le chrome (Cr), le fer (Fe), le molybdène (Mo), le silicium (Si) et le vanadium (V).
- Les éléments neutres qui n'ont aucun effet sur la stabilisation des phases : l'étain (Sn), le zirconium (Zr) et l'hafnium (Hf).

Une attention particulière est portée à l'alliage Ti-6Al-4V qui fait l'objet de l'étude dans ce manuscrit. Cet alliage contient deux éléments d'addition : l'aluminium qui durcit la phase  $\alpha$ , augmente la résistance mécanique et la tenue au fluage et diminue la ductilité. Quant au vanadium, il augmente contrairement la ductilité et diminue la tenue à l'oxydation [Julien, 2017].

### Classification des alliages de titane

Selon la composition, les alliages de titane peuvent être regroupés en différentes classes [Zhecheva et al., 2005, Armendia et al., 2010] : les alliages  $\alpha$ , les alliages  $\alpha+\beta$ , les alliages  $\beta$ -métastables et les alliages  $\beta$ . La figure 1.2 donne une classification des alliages de titane selon la teneur en éléments bêtagènes. En particulier, le Ti-6Al-4V fait partie des alliages  $\alpha+\beta$ .

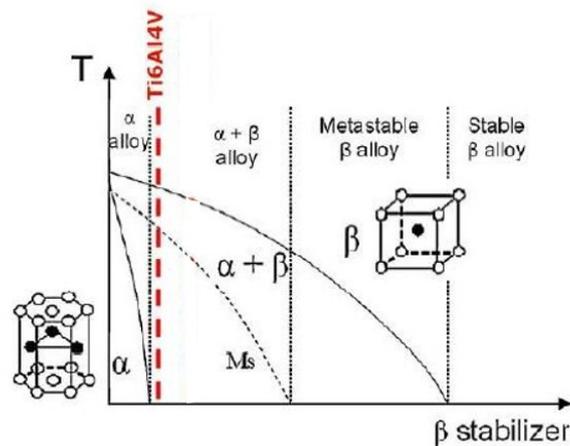


FIGURE 1.2 – Classification des alliages de titane en fonction de leur teneur en éléments bêtagènes, [Armendia et al., 2010].

### Alliage Ti-6Al-4V

Selon la norme AFNOR 2013, la composition chimique normalisée de l'alliage Ti-6Al-4V est donnée par le tableau suivant :

TABLE 1.1 – Composition chimique en pourcentage massique de l'alliage Ti-6Al-4V, (AFNOR 2013).

Ti	Al	V	O+2N	N	H	F	C	Y	Autres
Base	5,5-6,75	3,5-4,5	<0,25	<0,03	<0,008	<0,3	<0,8	0,005	0,4

L'alliage de titane subit un traitement thermomécanique composé de 4 étapes : (1) homogénéisation, (2) déformation, (3) recristallisation et (4) vieillissement. Pour le cas de l'alliage Ti-6Al-4V, la microstructure obtenue dépend de la nature du traitement de recristallisation subie par le matériau [Vila, 2010].

- **Microstructure lamellaire** : elle est obtenue si l'étape de recristallisation est faite dans le domaine  $\beta$  et suivie par une trempe à l'eau. La température de recristallisation est égale à une température supérieure de 30 à 50°C par rapport à la température de transus  $\beta$ . La vitesse de refroidissement influe sur la taille et le nombre de lamelles  $\alpha$ . Si elle est faible, on obtient une microstructure aiguillée caractérisée par l'existence d'aiguilles de martensite  $\alpha'$ . Quand elle est rapide, la microstructure obtenue est complètement lamellaire (figure 1.3.a), appelée aussi Widmanstätten.
- **Microstructure équiaxe** : elle est obtenue suite à une recristallisation dans le domaine  $\alpha+\beta$  suivie par un refroidissement lent. Ce traitement favorise l'apparition des nodules sphériques  $\alpha$ . La microstructure équiaxe est donnée par la figure 1.3.b.
- **Microstructure duplex** : cette microstructure (Figure 1.3.c) est une combinaison entre la microstructure lamellaire et « équiaxe ». Elle est le résultat d'un refroidissement à une vitesse intermédiaire.

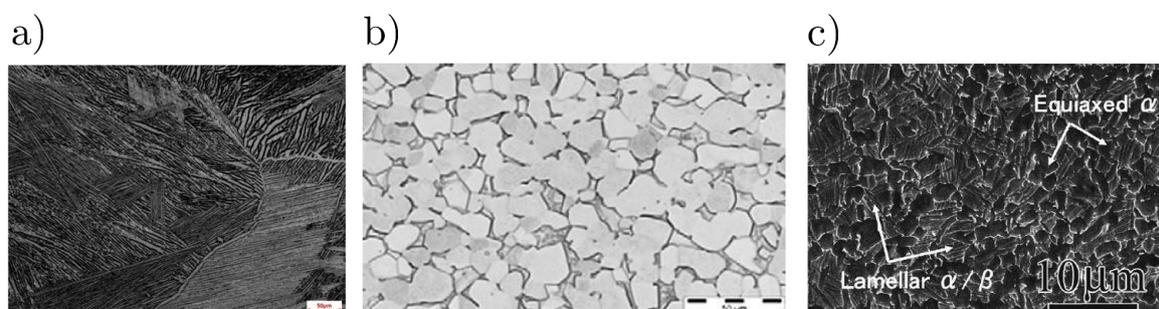


FIGURE 1.3 – Différentes microstructures de l'alliage Ti-6Al-4V : a) microstructure totalement lamellaire (X50); b) microstructure équiaxe (X50) [Liu et al., 2009] and c) microstructure duplex (X10) [Zhang et al., 2008].

Notons que la taille des grains joue un rôle important sur les propriétés mécaniques [Nouari and Makich, 2013]. Plus la taille des grains est fine, plus la résistance mécanique aux mouvements de dislocation va augmenter. Ceci est expliqué par le grand nombre des joints des grains qui bloquent les mouvements de dislocation [Ramirez, 2017].

### Propriétés mécaniques et physiques de l'alliage Ti-6Al-4V

Les propriétés mécaniques et physiques de l'alliage Ti-6Al-4V sont données par le tableau 1.5. Il garde des propriétés mécaniques supérieures ce qui justifie son utilisation dans la construction des pièces mécaniques ayant une haute valeur ajoutée. En effet, sa densité de  $4430 \text{ kg.m}^{-3}$  vaut  $\approx 2/3$  la densité de l'acier ce qui mène à un allègement du poids des pièces en question. De plus, il a une limite d'élasticité supérieure à l'acier (tableau 1.5). Il garde ses caractéristiques mécaniques (tableau 1.2) notamment en terme de résistance mécanique à des hautes températures pouvant atteindre 600°C [Ramirez, 2017]. Son module de Young vaut la

moitié du module de l'acier et il décroît avec l'augmentation de la température. Cependant, ce matériau présente de mauvaises propriétés thermiques notamment en terme de conductivité thermique ce qui pose des difficultés lors de son usinage.

TABLE 1.2 – Propriétés physiques et mécaniques de l'alliage Ti-6Al-4V d'après [Lampman, 1990, Ramirez, 2017] et TIMET.

Propriétés	Symbole	Température (°C)	Valeur (SI)
Densité	$\rho$	20°C	4430 kg.m <sup>-3</sup>
Transus $\beta$	$T_{\beta}$	-	982-1010°C
Température de fusion	$T_{fus}$	-	1655°C
Module de Young	E	20°C 230°C	114,5GPa 103GPa
Module de cisaillement	G	20°C	43GPa
Coefficient de Poisson	$\nu$	20°C	0,31
Limité d'élasticité à 0,2%	$R_{p0,2}$	20°C 20°C	877MPa à l'état recuit 1103MPa mise en solution et vieillissement
Allongement	A	20°C 20°C	14% à l'état recuit 10% mise en solution et vieillissement
Coefficient de striction	Z	20°C 20°C	30% à l'état recuit 25% mise en solution et vieillissement
Conductivité thermique	$\lambda$	20°C 315°C 650°C	6,6W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> 10,6W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> 17,5W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup>
Chaleur spécifique	$C_p$	20°C 425 °C 870°C	580J.Kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> 670J.Kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> 930J.Kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup>
Coefficient de dilatation linéique	$\alpha$	20°C 425°C 650°C	8,6.10 <sup>-6</sup> m.m <sup>-1</sup> .°C <sup>-1</sup> . 9,4.10 <sup>-6</sup> m.m <sup>-1</sup> .°C <sup>-1</sup> . 9,7.10 <sup>-6</sup> m.m <sup>-1</sup> .°C <sup>-1</sup> .
Diffusivité thermique	D	25,1°C	2,902mm <sup>2</sup> .s <sup>-1</sup>

### Usinabilité de l'alliage Ti-6Al-4V

Le problème d'usinabilité de l'alliage de titane Ti-6Al-4V est principalement dû à ses caractéristiques thermiques. En effet, sa faible conductivité thermique génère une élévation localisée de la température qui peut dépasser 1000°C lors de l'usinage [Wagner et al., 2018]. Environ 80% de la chaleur générée sera absorbée par l'outil de coupe [Narutaki et al., 1983, Ezugwu and Wang, 1997] alors que seulement 50% dans le cas de l'usinage de l'acier. Ainsi, l'outil de coupe est exposé à de fortes sollicitations thermiques. De plus, la longueur de contact outil-copeau [Barelli et al., 2017] est plus faible comparée avec le cas de l'usinage de l'acier ce

qui conduit à une concentration de la température dans une zone localisée autour de l'arête de coupe. En présence d'une haute réactivité chimique, une usure prématurée de l'outil de coupe causée par le déclenchement des mécanismes d'adhésion et de diffusion aura lieu. Des observations microscopiques ont montré la présence de l'usure en cratère sur la face de coupe des plaquettes [Ayed, 2013, Ramirez, 2017, Barelli et al., 2017].

### 1.2.2 Cas de l'alliage d'Inconel 718

L'Inconel 718 utilisé dans les industries aéronautiques, spatiales et nucléaires, est considéré comme étant un superalliage réfractaire. Il contient une grande quantité de nickel : entre 50 et 55%, et de chrome : entre 17 et 21%. Les températures de service de cet alliage sont au-dessus de 600°C. Sa composition chimique est donnée par le tableau suivant :

TABLE 1.3 – Composition chimique de l'Inconel 718 [Le Coz, 2012].

Ni	Cr	Fe	Nb	Mo	Ti	Al
50-55%	17-21%	15-21%	4,75-5,5%	2,8-3,3%	0,65-1,15%	0,2-0,8%

La microstructure de l'Inconel 718 se caractérise par la matrice  $\gamma$ , la phase  $\gamma'$ , la phase  $\gamma''$ , la phase  $\delta$  et la phase carbure MC. Le fer, le chrome et le cobalt s'associent avec le nickel pour former la matrice  $\gamma$ . La phase  $\gamma'$  et  $\gamma''$  sont présentes en faibles proportions et elles sont cohérentes avec la matrice  $\gamma$ . La matrice  $\gamma$  est de structure cubique à face centrée. Les phases  $\gamma$  et  $\gamma'$  sont des phases durcissantes de l'alliage. Contenant des éléments carburigènes, cela stimule l'apparition des carbures (Ti, Cr, Nb, Mo, C, B) généralement observés dans les joints des grains [Zemzemi, 2007, Le Coz, 2012]. Le traitement thermique subi par cet alliage va donc modifier sa microstructure. Sui et al [Sui et al., 2011] ont extrait des éprouvettes à partir d'un lopin forgé et traité thermiquement. Pour un traitement thermique à  $T= 1100^\circ\text{C}$  maintenue pour 10 min, l'observation micrographique montre la microstructure de l'Inconel 718 avec des grains de taille  $40\mu\text{m}$  (figure 1.4).

#### Propriétés mécaniques et physiques de l'alliage d'Inconel 718

Les propriétés mécaniques et physiques de l'alliage d'Inconel718 sont données par le tableau 1.4. Il garde des propriétés mécaniques et physiques supérieures à des hautes températures de service. Sa densité deux fois celle de l'alliage Ti-6Al-4V. Sa limite d'élasticité ainsi que sa résistance à la rupture sont bien supérieures à celles de l'acier et du Ti-6Al-4V (tableau 1.5). Ces deux propriétés se conservent jusqu'à une température de service de  $650^\circ\text{C}$ . A cette température, sa limite d'élasticité se trouve à 900MPa et sa résistance à la rupture à 1010MPa [Le Coz, 2012]. Au delà de cette température, les propriétés mécaniques de l'Inconel 718 commence à se dégrader. Zemzemi et al [Zemzemi, 2007] ont montré que le domaine de superplasticité correspond à des températures proche de  $950^\circ\text{C}$ .

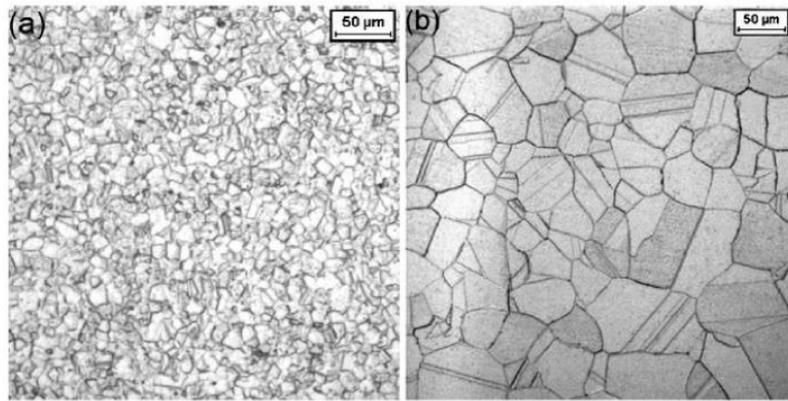


FIGURE 1.4 – Microstructure de l’Inconel 718 : a) Non traité, b) Forgé et traité à T=1100°C pour 10min [Sui et al., 2011].

Le tableau 1.8 donne un comparatif de quelques propriétés mécaniques et physiques de l’Inconel718 avec l’alliage d’acier CK45 et de titane Ti-6Al-4V. En plus de ses propriétés mécaniques très élevés, ce matériau réfractaire a une faible conductivité thermique comme le cas pour l’alliage Ti-6Al-4V ce qui explique la difficulté de son usinage.

TABLE 1.4 – Propriétés physiques et mécaniques de l’alliage d’Inconel 718 d’après [Zemzemi, 2007, Marinescu, 2009, Le Coz, 2012], "alloy wire international" et Lamineries Matthey SA.

Propriétés	Symbole	Température (°C)	Valeur (SI)
Densité	$\rho$	-	8220 kg.m <sup>-3</sup>
Température de fusion	$T_{fus}$	-	1260-1340°C
Module de Young	E	20°C	200GPa
Module de cisaillement	G	20°C	77,2GPa
Coefficient de Poisson	$\nu$	20°C	0,32
Limité d’élasticité à 0,2%	$R_{p0,2}$	20°C	1120MPa
Conductivité thermique	$\lambda$	20°C	11,3W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup>
		800°C	23,9W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup>
Chaleur spécifique	$C_p$	20°C	435J.Kg <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup>

TABLE 1.5 – Comparatif de quelques propriétés mécaniques et physiques de l’Inconel718 à température ambiante [Marinescu, 2009].

Matériau	Acier CK45	Ti-6Al-4V	Inconel718
Température de fusion (°C)	1535	1670	1453
Conductivité thermique (W.m <sup>-1</sup> .K <sup>-1</sup> )	51,2	6,7	11
Densité (Kg.m <sup>-3</sup> )	7840	4430	8200
Module de Young (GPa)	210	110	199
Résistance à la rupture (MPa)	620	1100	1360
Limite d’élasticité à 0,2% (MPa)	370	1040	1120

### Usinabilité de l’Inconel 718

Ce superalliage a une mauvaise usinabilité et il est considéré parmi les matériaux les plus difficiles à usiner en raison de ses propriétés mécaniques très élevées maintenues à des hautes températures ainsi que sa faible conductivité thermique. [Liao et al., 2008] montre qu'en dessous de 650°C, la dureté des précipités  $\gamma'$  augmente avec la température. Ce durcissement engendre des efforts de coupe élevés lors de l'usinage. Sa conductivité thermique qui varie entre 11,3 et 23,9W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup> sur une plage allant de 20°C à 800°C ainsi que sa faible diffusivité thermique engendre une localisation de la température au voisinage de l'arête de coupe de l'outil. Cette localisation engendre un fort gradient thermique et par conséquent une chute des propriétés mécaniques de l'outil de coupe menant à une usure prématurée.

Selon Devillez et al [Devillez et al., 2004], la présence des carbures dans la microstructure de l'Inconel 718 provoque le mode d'usure par abrasion. De plus, ce matériau a une forte réactivité chimique. Avec des températures élevées au niveau de l'interface outil-copeau, cette réaction chimique engendre une usure accélérée par diffusion.

La haute résistance mécanique de l'Inconel 718 ainsi que les efforts de coupe élevés causent des vibrations amenant à une mauvaise qualité de la surface usinée.

La mauvaise usinabilité de l'alliage d'Inconel 718 se caractérise finalement par une faible durée de vie des outils de coupe ainsi qu'une mauvaise maîtrise de l'intégrité de surface causés par des altérations sévères dues aux vibrations [Le Coz, 2012].

### 1.3 Formation des copeaux

En usinage, la formation des copeaux est produite par l'action mécanique d'un outil coupant sur une pièce. En tournage, perçage ou fraisage, les conditions opératoire de l'opération d'usinage (vitesse de coupe, vitesse d'avance, profondeur de passe, ...) vont dépendre du couple outil-matière. Le choix du matériau des outils de coupe ainsi que leurs géométries dépendent du procédé employé et du type de lubrification.

Les problématiques d'usinage ainsi que celles liées à la formation des copeaux sont généralement étudiées à trois échelles [Changeux, 2001] :

- **Échelle macroscopique** : c'est l'échelle liée à la machine-outil. Les problèmes des liaisons mécaniques, la rigidité dynamique de l'ensemble (machine, outil, pièce) ainsi que les vibrations induites par l'opération d'usinage sont étudiés à cette échelle.
- **Échelle mésoscopique** : cette échelle est liée à la zone proche de la pointe de l'outil. Les principales zones de cisaillement sont observées à cette échelle qui est de l'ordre de quelques mm<sup>2</sup>.
- **Échelle microscopique** : c'est l'échelle liée à la microstructure du matériau. Les analyses post-mortem sont majoritairement effectuées à cette échelle par des observations MEB (Microscope Électronique à Balayage) et EBSD ("Electron Back Scattered Diffraction")

ou diffraction d'électrons rétrodiffusés).

Dans cette étude, on vise à comprendre les mécanismes de formation des copeaux par le biais des mesures *in-situ* des champs des déformations et thermiques subis par la matière située dans la zone de coupe (échelle mésoscopique). Ces sollicitations thermomécaniques vont induire un changement de la microstructure de la matière. Ainsi, des observations MEB (échelle microscopique) des copeaux vont permettre d'étudier l'impact du procédé sur la microstructure de la matière.

### 1.3.1 Coupe orthogonale

Les problématiques d'usinage peuvent être étudiées à travers une configuration simplifiée dite la coupe orthogonale. Dans cette configuration, l'arête de coupe est perpendiculaire à la direction de la vitesse de coupe ( $V_c$ ) et la direction de la vitesse d'avance ( $V_a$ ). La coupe orthogonale est obtenue par : a) l'usinage d'un palier ; b) l'usinage d'un tube ou c) le rabotage, comme illustrées dans la figure 1.5.

Dans le cas de l'usinage d'un palier, la vitesse de coupe est fonction de la vitesse de rotation et le rayon du palier. En effet, la vitesse de coupe diminue avec l'avance de l'outil qui induit une diminution du rayon du palier. De ce fait, pour garder une vitesse de coupe constante, la vitesse de rotation de la broche devrait être pilotée en fonction de la vitesse d'avance. Quant à l'usinage d'un tube, plus son épaisseur est négligeable devant le diamètre, plus la vitesse de coupe est supposée constante dans l'épaisseur du tube. Finalement, le rabotage assure une vitesse de coupe constante indépendamment des autres paramètres opératoires. La vitesse d'avance est réduite simplement à une avance. Ainsi, cette technique a l'avantage d'assurer une indépendance entre les paramètres opératoires ainsi que la moindre encombrement favorisant la mise en place des systèmes d'imagerie visuelle et thermique orientés vers les zones de cisaillement. Pour une étude à l'échelle mésoscopique, cette technique paraît donc intéressante.

La configuration de coupe orthogonale notamment le rabotage a l'avantage de réduire le nombre des paramètres opératoires ainsi que leurs dépendances. De plus, étant donné que l'épaisseur du copeau est négligeable devant sa largeur, l'hypothèse des déformations planes est valable dans le plan de cisaillement primaire. Cette dernière favorise la comparaison entre les résultats numériques de la déformation au niveau de la zone de cisaillement primaire et les résultats expérimentaux suite à des essais de coupe orthogonale instrumentée.

### 1.3.2 Zones de cisaillement

La configuration de coupe orthogonale est une configuration simplifiée et représentative des procédés usuels utilisés en fabrication mécanique (tournage, perçage et fraisage). Cette confi-

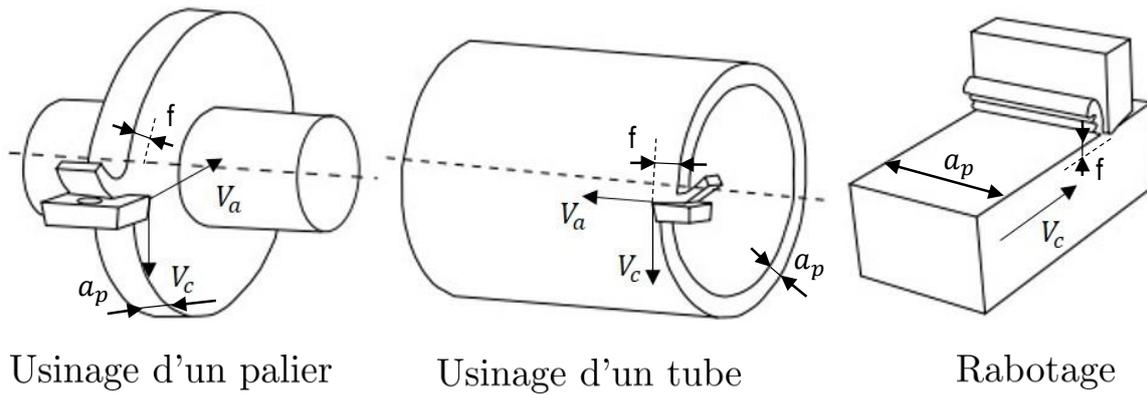


FIGURE 1.5 – Les trois techniques permettant d’assurer une configuration de coupe orthogonale [Harzallah, 2018].

guration, réalisée à travers une opération de rabotage, permet de figer les zones de cisaillement par rapport à la pointe de l’outil dans le cas où ce dernier est maintenue fixe. Dans la littérature, seuls Baizeau et al [Baizeau, 2016] ont conçu un banc de rabotage sur une fraiseuse à commande numérique permettant de réaliser des essais de coupe orthogonale où la pièce est fixe et l’outil translate. Étant donné que l’outil translate devant un système optique fixe, la visualisation de la formation des copeaux ainsi que les zones de cisaillement ne peut pas se faire sur toute la longueur de l’éprouvette.

Pour permettre une visualisation de la formation des copeaux sur toute la longueur de l’éprouvette, Blanchet [Blanchet, 2015] a conçu le banc DEXTER permettant des essais de coupe orthogonale et oblique. Il est constitué d’un bâti avec 3 axes de déplacements (les axes de déplacements de la table d’une fraiseuse conventionnelle reconfigurée) et d’un axe numérique indépendant muni d’un moteur de type Parker et d’une vis à billes permettant d’atteindre une vitesse de translation de 120m/min avec une accélération de 100m/s<sup>2</sup>. La broche est changée par un porte outil maintenu fixe.

La figure 1.6 donne les paramètres opératoires lors d’un essai de coupe orthogonale ainsi que les principales zones de cisaillement.

- Zone de Cisaillement Primaire (ZCP) :** Cette zone s’étend de la pointe de l’outil jusqu’au bord libre de la pièce usinée. Elle est le siège d’un cisaillement intense suivant un plan faisant un angle  $\phi$  par rapport à la direction de la vitesse de coupe. Dans cette bande de cisaillement, le matériau subit une grande déformation plastique à des vitesses de déformations importantes qui dépassent 10<sup>3</sup>s<sup>-1</sup> [Jaspers, 1999, Dargnat et al., 2009]. Couplé avec un échauffement intense et localisé, ce chargement thermomécanique au niveau de la bande de cisaillement primaire va induire un changement de la microstructure du matériau. Vu la cinétique rapide de la déformation plastique et de l’échauffement, le chargement thermomécanique au niveau de la zone de cisaillement primaire est supposé adiabatique.

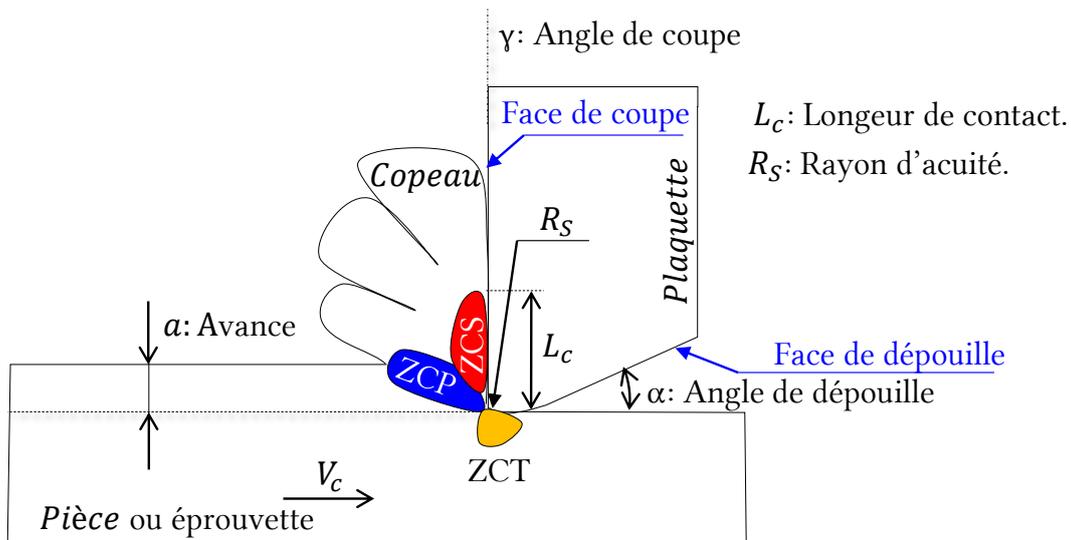


FIGURE 1.6 – Principales zones de cisaillements.

- Zone de Cisaillement Secondaire (ZCS) :** Elle est située au voisinage de l'interface de contact outil-copeau qui est le siège d'un frottement intense. Un fort écrouissage de la matière qui subit des déformations plastiques importantes a lieu dans cette zone. Une forte génération de chaleur est induit par ce frottement intense et accélère la déformation plastique du matériau. Le comportement tribologique au niveau de cette zone dépend du matériau de l'outil de coupe et de la pièce usinée. Différents tribomètres ont été conçus dans le but d'isoler la zone de cisaillement secondaire ainsi que de caractériser le comportement tribologique pour identifier une loi de frottement [Grzesik et al., 2002, Laheurte, 2004, Courbon, 2012, Rech et al., 2013, Grzesik et al., 2014].
- Zone de Cisaillement Tertiaire (ZCT) :** C'est la zone au voisinage du contact entre la face de dépouille de l'outil de coupe et la surface usinée. Le frottement au niveau de cette zone induit une déformation plastique et un échauffement de la matière. Ce chargement thermomécanique peut engendrer des changements microstructuraux et des propriétés mécaniques ayant effet sur l'intégrité de surface.

### 1.3.3 Sources de chaleur

Lors de la formation des copeaux, les principales sources de chaleur (figure 1.7) proviennent de la déformation plastique du matériau ainsi que du frottement produit au niveaux des interfaces outil-copeau et outil-pièce. L'énergie mécanique consommée par une opération d'usinage est convertie en énergie thermique dissipée sous forme de chaleur. La quantité de chaleur générée quasi intégralement par déformation plastique au niveau de la zone de cisaillement primaire sera diffusé en grande partie dans le copeau et la pièce. Par exemple, sur l'alliage de titane Ti-6Al-4V et à une vitesse de coupe de 180m/min, la température atteinte au niveau de la ZCP est de l'ordre de 720°C [Calamaz et al., 2008].

Dans la zone de cisaillement secondaire, la quantité de chaleur provient de la déformation plas-

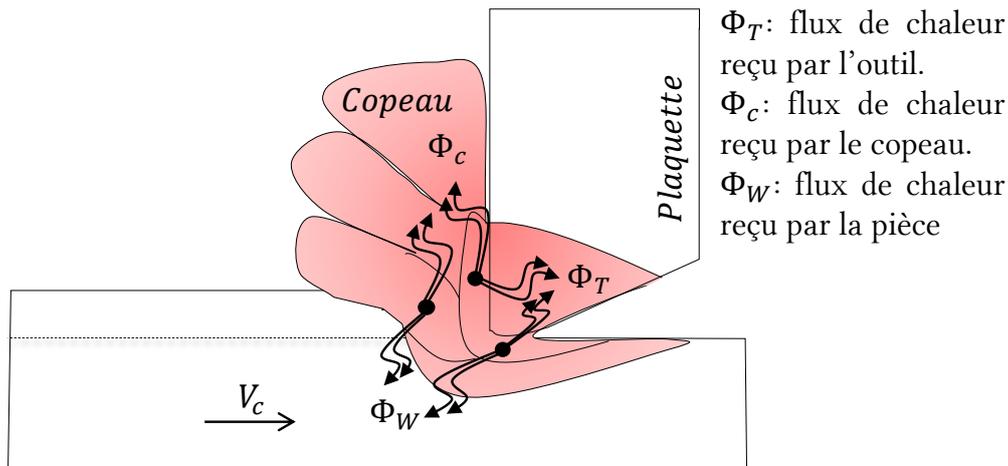


FIGURE 1.7 – Principales sources et flux de chaleur.

tique et du frottement intense au niveau du contact outil-copeau. Cette zone est le siège d'une élévation très importante de la température. La quantité de chaleur ainsi générée sera diffusée dans le copeau et transmise vers l'outil de coupe moyennant un coefficient de partage de chaleur. Le flux de chaleur reçu par l'outil de coupe est le résultat de la quantité de chaleur produite au niveau de la ZCS et aussi la ZCT.

Finalement, la diffusion de la chaleur dans le copeau, la pièce et l'outil de coupe va dépendre des propriétés thermiques des matériaux de la pièce et de l'outil.

En usinage, les niveaux des sollicitations thermomécaniques enregistrés dans les principales zones de cisaillement sont très élevés comparés avec d'autres procédés de mise en forme comme illustré dans le tableau 1.6. Selon les paramètres opératoires, le matériau subit des déformations plastiques qui varient entre 1 et 10 à une vitesse de déformation qui dépasse  $10^3 \text{s}^{-1}$ .

TABLE 1.6 – Niveaux des sollicitations thermomécaniques typiques pour quelques procédés de mise en forme [Jaspers, 1999].

Procédés	déformation $\epsilon$	vitesse de déformation $\dot{\epsilon}(\text{s}^{-1})$	$T_{hom} = \frac{T}{T_{fus}}$
Extrusion	2-5	$10^{-1}-10^2$	0,16-0,7
Forgeage/ laminage	0,1-0,5	$10^0-10^3$	0,16-0,7
Formage de tôle	0,1-0,5	$10^0-10^2$	0,16-0,7
Usinage	1-10	$10^3-10^6$	0,16-0,9

### 1.3.4 Morphologies des copeaux

Les différentes morphologies de copeaux qui peuvent être formés lors de la coupe sont fonction des conditions opératoires et du couple outil/matière [Dargnat et al., 2006]. La morphologie de copeau est obtenue suite à des observations microscopiques sur des copeaux collectés après un essai de rabotage [List, 2004, Bahi, 2010, Atlati, 2012, Pottier et al., 2014, Harzallah et al.,

2018, Zeramdini, 2018] ou suite à un arrêt brusque de la coupe [Bouchnak, 2010, Courbon, 2012, Nouari and Makich, 2013, Zhang et al., 2013, Ramirez, 2017].

A une échelle très fine, la morphologie de copeau est fortement liée aux couplages thermomécaniques accompagnant l'écoulement de la matière. Elle donne également une information sur la stabilité de la coupe [Zhang et al., 2013] et sur la nature du contact outil-copeau [Bahi, 2010]. La figure 1.8 donne une classification normalisée des types de copeaux. Dans ce travail, on décrit que 2 types de morphologies : copeaux continus et copeaux discontinus ou dit segmentés. Industriellement, les copeaux segmentés sont favorisés. De par leurs simples évacuations comparées avec les copeaux continus, ils signifient une diminution des efforts et bien évidemment de la puissance consommée lors de la coupe.

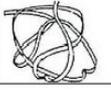
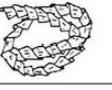
1 : copeau ruban	2 : copeau tubulaire	3 : copeau en spirale	4 : copeau hélicoïdal en rondelle	5 : copeau hélicoïdal conique	6 : copeau élémentaire	7 : copeau aiguille	8 : copeau en arc
11 : Long 	21 : Long 	32 : plat 	41 : Long 	51 : Long 	61 : Enchevêtré 		
12 : Court 	22 : Court 	32 : Conique 	42 : Court 	52 : Court 	62 : détaché 		
13: Enchevêtré 	23: Enchevêtré 		43: Enchevêtré 	53: Enchevêtré 			

FIGURE 1.8 – Classification normalisée des types de copeaux obtenus en usinage selon la norme NFE 66505.

### Copeaux continus

Dans le cas où la contrainte de cisaillement dans la zone de cisaillement primaire n'atteint pas la contrainte de rupture du matériau, l'écoulement de matière se fait de manière stable et continu. Le type de copeau alors obtenu (figure 1.9) nous renseigne sur la stabilité du processus de coupe. Il est associé à un état de déformation plastique stationnaire : Les grandeurs cinématiques (déformations et vitesses de déformation) ainsi que les champs de température ne dépendent pas du temps. Ce type de copeau est généralement obtenu avec des faibles vitesses de coupe et des faibles avances [Courbon, 2012, Kouadri et al., 2013].

### Copeaux discontinus ou segmentés

Les copeaux segmentés (figure 1.10) résultent d'un état de déformation plastique non stationnaire au sein de la zone de cisaillement primaire. Ils sont des copeaux à bandes de cisaillement localisées. La valeur de la contrainte dans cette bande atteint la limite de rupture du matériau [Bahi, 2010]. List et al [List, 2004] mentionnent que la segmentation est très influencée par les phénomènes de fissuration et de rupture, d'instabilité et de localisation des déformations plastiques. Cette morphologie des copeaux a été observée dans le cas de l'usinage des alliages de

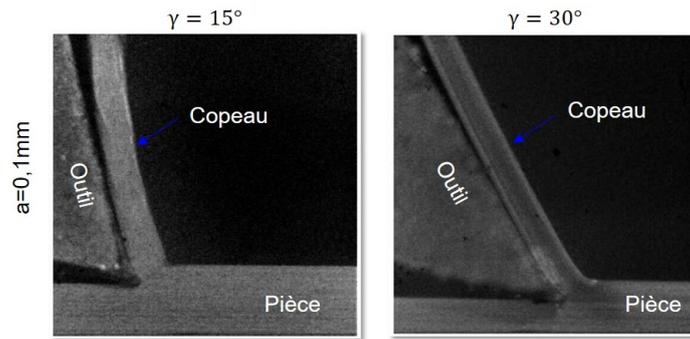


FIGURE 1.9 – Copeaux continus enregistrés par une caméra rapide lors de la coupe orthogonale sur l'alliage d'aluminium AA2024-T351 à une vitesse de coupe  $V_c=60\text{m/min}$  ( $\gamma$  : angle de coupe ;  $a$  : avance) [List, 2004].

titane et des alliages de nickel à des vitesses de coupe faibles (essais de rabotage sur Ti-6Al-4V avec des vitesses de coupe égales à 3m/min et 15m/min [Harzallah, 2018], 50m/min dans le cas de l'usinage de l'Inconel 718 [Pan et al., 2017]). Elle est aussi observée pour d'autres matériaux réfractaires.

Des essais de coupe sur Al7075-T651 réalisés par [Ye et al., 2014] ont montré l'apparition des copeaux segmentés à  $V_c \approx 460\text{m/min}$ .

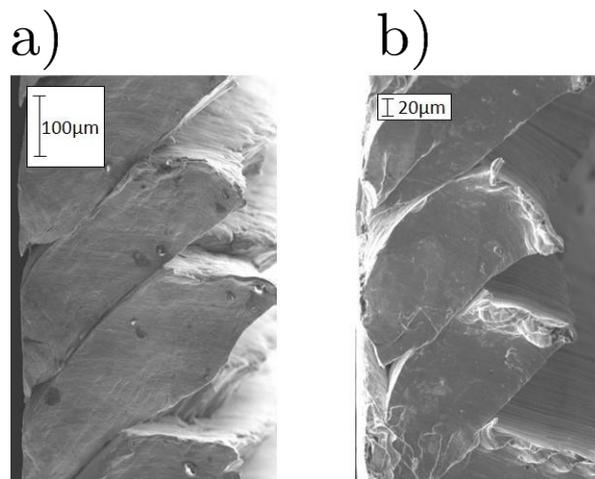


FIGURE 1.10 – Observations MEB sur des copeaux segmentés obtenus en coupe orthogonale sur Ti-6Al-4V avec  $V_c=3\text{m/min}$ ,  $a=0,2\text{mm}$  et : a)  $\lambda=0^\circ$  et b)  $\lambda=15^\circ$ .

Dans la littérature, trois théories ont été posées afin de mieux appréhender les phénomènes qui gouvernent l'apparition des copeaux segmentés : *i*) compétition entre l'adoucissement thermique et le durcissement du matériau [Recht, 1964] : cette théorie a été défendue par [Koman-duri and Hou, 2002] et a été développée davantage pour prédire les conditions associées à l'initiation du cisaillement intense et localisé dans la bande de cisaillement adiabatique ; *ii*) initiation et propagation de fissure avec une phase de cisaillement adiabatique [Poulachon and Moisan, 1998] et *iii*) initiation et propagation d'une fissure au sein de la zone de cisaillement primaire : cette théorie a été le résultat des travaux de recherche menés par [Pottier et al., 2014, Guo et al.,

2015].

- Compétition entre l'adoucissement thermique et le durcissement du matériau :** Cette théorie explique que l'apparition des copeaux segmentés provient de la quantité de chaleur générée par la déformation plastique au sein de la zone de cisaillement primaire (ZCP). Un phénomène d'adoucissement thermique entre alors en jeu. Cela déclenche une compétition de ce dernier avec le durcissement du matériau causé par la déformation plastique. Pour le cas des alliages de titane et des alliages réfractaires tels que l'Inconel 718, qui possèdent la particularité d'avoir une faible conductivité thermique, cela stimule l'augmentation de l'énergie thermique dans la ZCP. Par conséquent, l'adoucissement thermique prédomine le durcissement du matériau et ce qui entraîne une perte des propriétés mécaniques dans une zone très confinée. La non-dissipation de l'énergie thermique au cours du cisaillement intense est à l'origine du terme adiabatique dans l'appellation « Bande de Cisaillement Adiabatique ».

Cette zone est donc caractérisée par une instabilité qui a fait l'objet d'une recherche menée par [Recht, 1964]. L'auteur affirme la prédominance du taux d'adoucissement thermique au détriment du taux d'écrouissage :

- $\frac{\partial \tau}{\partial T} < 0$ , traduit le taux d'adoucissement thermique avec  $\tau$  est la contrainte de cisaillement et T est la température.
- $\frac{\partial \tau}{\partial \gamma} < 0$ , traduit le taux d'écrouissage du matériau avec  $\gamma$  est la déformation de cisaillement.

- Initiation et propagation de fissure avec une phase de cisaillement adiabatique :** Suite à des essais menés sur l'acier dur 100Cr6 avec un arrêt brusque, [Poulachon and Moisan, 1998] a montré l'existence d'une fissure. La formation de copeau est ainsi décrite par 4 phases (figure 1.11). Le cisaillement intense à caractère adiabatique a été décrit dans la troisième phase.

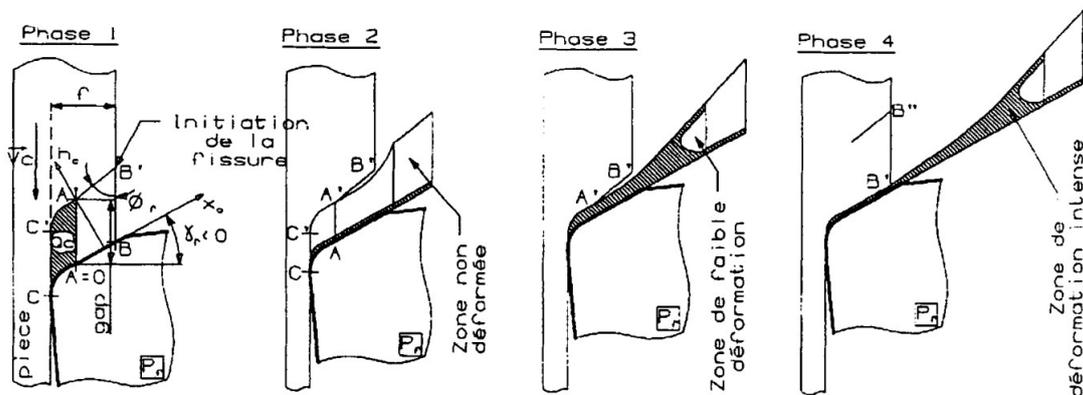


FIGURE 1.11 – Les différentes phases gouvernant la formation d'un segment de copeau [Poulachon and Moisan, 1998]

- Initiation et propagation de fissure :** Cette théorie repose sur l'initiation d'une fissure (figure 1.12) ainsi que sa propagation au sein de la bande de cisaillement primaire [Pottier et al., 2014]. L'utilisation d'une caméra rapide et l'application de la technique de corrélation d'image ont permis de remonter aux champs de déformations locales. Les essais ont été menés sur un alliage de titane Ti-6Al-4V avec une vitesse de coupe égale à 6m/min. L'initiation de fissure a eu lieu proche de la pointe de l'outil. Sa propagation se fait dans le sens allant de la pointe de l'outil vers la surface libre de la matière.

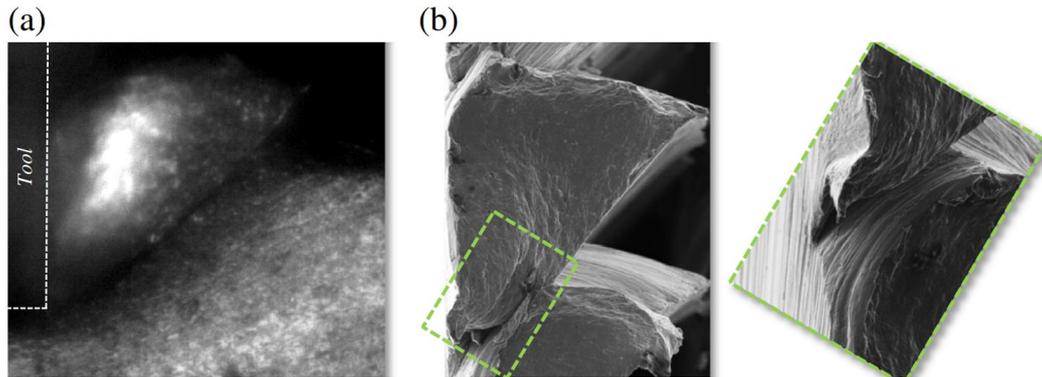


FIGURE 1.12 – a) Image du copeau Ti-6Al-4V obtenue par le biais d'une caméra rapide lors d'un essai de coupe orthogonale avec  $V_c=6\text{m/min}$  et b) observation MEB et détails de la fissure au niveau de la bande de cisaillement primaire [Pottier et al., 2014].

Guo et al [Guo et al., 2015] ont montré, dans ses essais menés sur un alliage de cuivre avec une vitesse de coupe égale à 0,06m/min et un angle de coupe très négatif égal à  $-50^\circ$ , que le sens de propagation de fissure se fait inversement, partir de la surface libre de la matière vers la pointe de l'outil.

Ces théories ont montré que la formation des copeaux segmentés est liée à des sollicitations thermomécaniques bien localisées pouvant engendrer l'initiation et la propagation d'une fissure. Un cisaillement intense à l'origine d'une déformation plastique non stationnaire [Pottier et al., 2014, Guo et al., 2015] a lieu au niveau de la bande de cisaillement adiabatique. La coupe est donc considérée instable. A l'échelle de la microstructure, la déformation plastique dans la bande de cisaillement adiabatique est loin d'être homogène et donc considérée hétérogène [Komanduri and Von Turkovich, 1981]. En effet, cette dernière est attribuée à une imperfection dans les formes de dislocations, les cavités et les joints des grains. Avec des vitesses de coupe élevées ( $>15\text{m/min}$ ), Barry et al [Barry et al., 2001] et Wagner et al [Wagner et al., 2019] ont montré que la formation des copeaux segmentés en Ti-6Al-4V est produite par une rupture de type ductile mettant en évidence la nucléation des cavités, leurs croissance ainsi que leurs coalescence.

Bien que ces théories ont apporté des explications de point de vue mécanique sur les mécanismes de formation des copeaux segmentés, l'effet de la température demeure mal-connu jusqu'au ici. En effet, s'il limité à un adoucissement thermique causé par la quantité de chaleur

emmagasinée dans la bande de cisaillement adiabatique [Recht, 1964, Komanduri and Hou, 2002], alors cet adoucissement thermique est à l'origine d'une perte des propriétés mécaniques du matériau pouvant engendrer la rupture ainsi qu'une fissuration.

Dans la section suivante, une attention particulière est portée sur la géométrie et la microstructure de la bande de cisaillement adiabatique ainsi que les transformations métallurgiques pouvant apporter des explications qualitatives sur l'historique des sollicitations thermomécaniques. En effet, les grandes déformations plastiques engendrées en usinage accompagnés par une élévation importante et locale de la température sont à l'origine d'une modification microstructurale caractérisée par une déformation des grains ou/et une transformation de phase. A leur tour, cette modification microstructurale engendre un changement des propriétés mécaniques du matériau.

### 1.3.5 Bandes de cisaillement adiabatique

#### Cas de l'alliage Ti-6Al-4V

Sur des essais de coupe orthogonale sur l'alliage Ti-6Al-4V (réalisés sur la barre d'Hopkinson) et à des vitesses de coupe élevées [600..2100m/min] et des avances (0,12 ; 0,25mm), [Molinari et al., 2002] montre que la largeur de la bande de cisaillement ne dépasse pas 6 $\mu$ m et elle décroît avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Cette constatation est approuvée par [Miguélez et al., 2013] et extrapolée sur une plage des vitesses de coupe allant au delà de 240m/min. A contrario, [Wan et al., 2012] démontre que la bande de cisaillement adiabatique est plus étroite avec l'augmentation de la vitesse de coupe allant de 30,2m/min à 281,3m/min (figure 1.13).

Certains auteurs se sont intéressés à l'analyse de la microstructure de la bande de cisaillement adiabatique. Avec un alliage de microstructure lamellaire, Wagner et al [Wagner et al., 2018, Wagner et al., 2019] démontrent que la formation de la bande de cisaillement est fonction de l'orientation des lamelles. Selon [Bayoumi and Xie, 1995, Molinari et al., 2002], une transformation de phase a lieu dans cette bande à cause d'une élévation importante et locale de la température. Lors des essais de coupe orthogonale réalisés sur des tubes cylindriques avec des vitesses de coupe allant de 30m/min à 480m/min, [Bayoumi and Xie, 1995] utilise la technique de diffraction des rayons X avant et après l'essai pour suivre l'existence de la phase  $\beta$  au sein du matériau. L'auteur indique la disparition des phases  $\beta$  après l'essai de coupe. Ceci a été attribué à une transformation de phase à caractère non-diffusive au cours de la formation de la bande de cisaillement adiabatique. Un changement de la taille des grains accompagne le processus de transformation de phase.

Des observations MEB ont montré l'unique existence de la phase alpha secondaire  $\alpha_{II}$  de structure Hexagonale Pseudo-Compacte (HPC) obtenue par une transformation partielle de la phase  $\beta$  par nucléation et grossissement [Bayoumi and Xie, 1995]. L'existence de cette phase indique que la température atteinte dans le copeau est au moins égale à la température de transus  $\beta$ .

En conclusion, l'auteur défend la théorie qui mentionne que cette transformation microstruc-

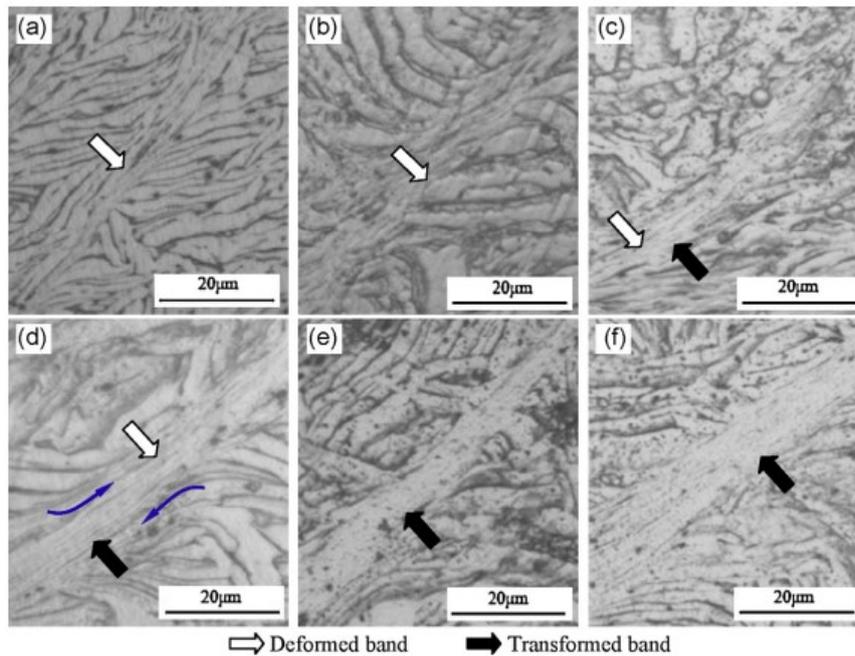


FIGURE 1.13 – Géométrie de la bande de cisaillement adiabatique en fonction des vitesse de coupe : a) 30,2m/min ; b) 59,6m/min ; c) 81,4m/min ; d) 126,6m/min ; e)178,4m/min et f) 281,3m/min [Wan et al., 2012].

turale est à l'origine de la prédominance d'une seule phase au niveau de la bande de cisaillement adiabatique.

Cependant, [Velásquez et al., 2007] n'exclut pas l'existence de la phase  $\beta$  dans la bande de cisaillement adiabatique. Dans ses essais sur le Ti-6Al-4V avec une vitesse de coupe égale à 360m/min, des observations MEB ont été faites sur des copeaux (figure 1.14). La phase  $\beta$  est caractérisée par des grains allongés dans la bande de cisaillement adiabatique suite à une grande déformation plastique. La taille des grains obtenues est extrêmement fine ( $<0,02\mu\text{m}$ ). L'auteur exclut alors l'apparition d'un phénomène de transformation de phase.

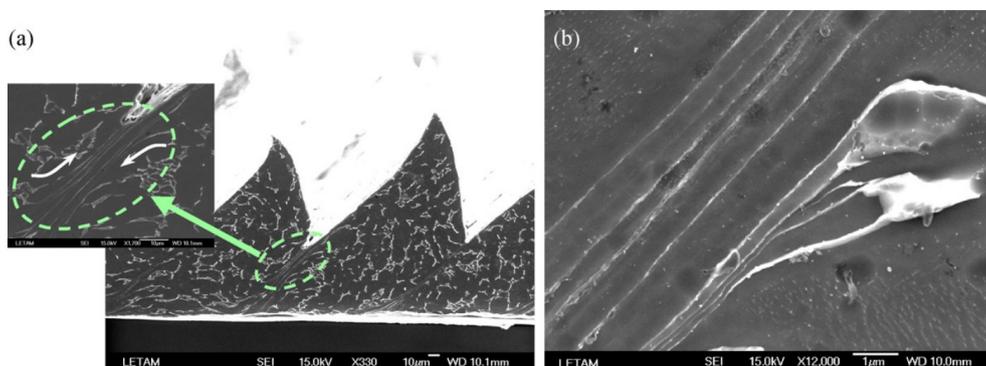


FIGURE 1.14 – a) Microstructure du copeau segmenté en Ti-6Al-4V suite à un essai de coupe orthogonale à une vitesse de coupe  $V_c=360\text{m/min}$  et b) détails de la bande de cisaillement adiabatique [Velásquez et al., 2007].

Toutefois, les observations MEB ne permettent pas de révéler les détails de la microstruc-

ture de point de vue structures et orientations cristallographiques au niveau de la bande de cisaillement adiabatique. De ce fait, certains auteurs se sont tournés vers des observations TEM ("Transmission Electron Microscopy" ou Microscopie Electronique en Transmission) permettant d'atteindre des grossissements très élevés ainsi que de différencier les différentes phases et leurs structures cristallographiques [Hansen et al., 2001, Meyers et al., 2001, Meyers, 2002, Xu et al., 2006, Xu et al., 2008, Wan et al., 2012].

Dans le cas d'un alliage de titane pure et suite à des essais mécaniques sur des éprouvettes chapeau, [Meyers et al., 2001] indique qu'il existe différentes orientations cristallographiques au sein de la bande de cisaillement adiabatique. Des grains équiaxes sont observés sur des diamètres situés entre  $0,05\mu\text{m}$  et  $0,2\mu\text{m}$ . La densité des dislocations est faible. A partir de ces observations, il suggère qu'une recristallisation dynamique a eu lieu au sein de la bande de cisaillement adiabatique.

En usinage de l'alliage Ti-6Al-4V et à l'aide d'observations TEM, [Wan et al., 2012] affirme qu'un raffinement de la taille des grains a lieu au niveau de la bande de cisaillement adiabatique. La vitesse de coupe a un effet sur les phases existantes ainsi que leurs structures cristallographiques :

- $V_c \leq 59,6\text{m/min}$  : existence des deux phases. La phase  $\alpha$  est présente avec une structure de type Cubique Centrée (CC) et la phase  $\beta$  est présente avec une structure de type Hexagonale Pseudo-Compacte (HPC).
- $V_c = 81,4\text{m/min}$  : les structures cristallographiques au sein de la bande de cisaillement adiabatique diffèrent de celles observées au voisinage. Leur densité élevée rend difficile leurs distinctions même avec des observations TEM.
- $V_c \geq 126,6\text{m/min}$  : existence des deux phases  $\alpha$  et  $\alpha_{II}$ . L'auteur affirme qu'une transformation de la phase  $\beta$  en  $\alpha_{II}$  au sein de la bande de cisaillement adiabatique a lieu avec des vitesses de coupe au delà de  $126,6\text{m/min}$ . Cela indique que la température atteinte est au moins égale à la température de transus  $\beta$  [Bayoumi and Xie, 1995]. La phase  $\alpha$  a une structure de type HPC alors que celle pour la phase  $\alpha_{II}$  est de type orthorhombique.

### Cas de l'alliage d'Inconel 718

Dans la littérature, il manque une analyse métallurgique profonde en lien avec les modifications microstructurales au cours de la formation de la bande de cisaillement adiabatique dans le cas de l'usinage de l'Inconel 718. Ceci a été attribué à la complexité de la composition chimique de ce type d'alliage et au phénomène de transformation de phase intermétallique [Pan et al., 2017]. Une modification de la taille des grains dans la bande de cisaillement adiabatique induit par le phénomène de recristallisation dynamique a été observée par [Sui et al., 2011]. Pan et al [Pan et al., 2017] n'excluent pas qu'une transformation de phase au sein de la bande de cisaillement adiabatique peut être à l'origine d'une transition d'un matériau ductile à un matériau fragile. Ceci favorise l'initiation et la propagation d'une fissure.

Cette section met l'accent sur le changement microstructural du matériau induit par la coupe. De nombreux auteurs [Bayoumi and Xie, 1995, Meyers et al., 2001, Meyers, 2002, Xu et al., 2006, Xu et al., 2008, Sui et al., 2011, Wan et al., 2012] affirment qu'un processus de raffinement de la taille des grains a lieu au niveau de la bande de cisaillement adiabatique. Ceci est attribué au phénomène de recristallisation dynamique induit par un couplage des sollicitations mécaniques et thermiques. En effet, lors de la formation du copeau, le matériau subit une grande déformation plastique avec un suréchauffement local menant à un adoucissement thermique qui déclenche un changement de la microstructure ainsi que les propriétés mécaniques du matériau au sein de la BCA.

### 1.3.6 Mécanismes de formation des copeaux segmentés

Dans cette partie, une attention particulière est portée sur les mécanismes de formation des copeaux segmentés. Des travaux récents ont mis en évidence l'initiation et la propagation d'une fissure au sein de la bande de cisaillement adiabatique suite à un essai de coupe orthogonale sur l'alliage Ti-6Al-4V [Pottier et al., 2014]. Des systèmes optiques d'imagerie rapide ont été mis en place pour suivre les différentes phases de formation d'un copeau segmenté en Ti-6Al-4V [Calamaz et al., , Pottier et al., 2014].

Récemment, Harzallah et al [Harzallah, 2018] ont fourni une description approfondie sur les phases de formation d'un copeau segmenté (figure 1.15) à l'aide des mesures *in-situ* des champs des déformations et thermiques pendant la formation d'un seul segment :

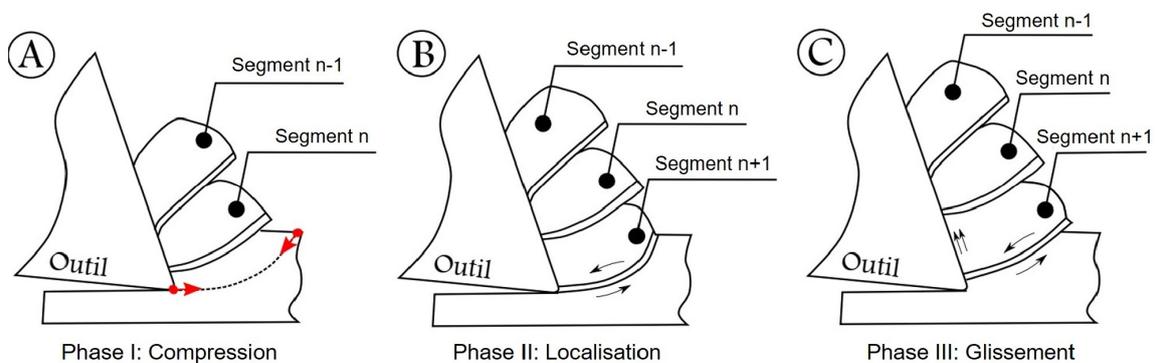


FIGURE 1.15 – Les différentes phases de formation d'un copeau segmenté : a) compression ; b) localisation de la déformation plastique et c) glissement du segment de copeau [Harzallah, 2018].

- **Phase I (Compression)** : une pression hydrostatique est exercée par la face de coupe de l'outil sur le copeau [Pottier et al., 2014]. Le segment de copeau (en cours de formation) en contact avec la face inférieure de l'outil subit une phase de compression. Pendant cette phase, le contact outil-segment est de type collant.

A l'interface outil-copeau, un échange thermique ainsi que des interactions chimiques déclenchant les modes d'usure de l'outil sont produits.

- **Phase II (Localisation) :** une localisation importante de la déformation plastique se produit au niveau de la BCA accompagnée par une initiation ainsi qu'une propagation de la fissure. En effet, la contrainte enregistrée au niveau de la BCA atteint la contrainte de rupture du matériau. Le cisaillement intense est à l'origine du déplacement du segment n+1 parallèlement à la BCA ce qui fait pousser le segment n vers le haut.
- **Phase III (Glissement) :** Le segment n+1 est totalement formée et commence à glisser parallèlement à la face de coupe de l'outil. Ce mouvement d'éjection du segment se fait sous l'hypothèse d'un mouvement de corps rigide. Globalement, la nature de contact outil-copeau peut être considérée de nature collant-glissant suite à une alternance entre une vitesse de glissement faible du segment pendant la phase de compression et une vitesse de glissement rapide pendant la phase d'éjection [Harzallah, 2018].

## 1.4 Mesure des champs en usinage

### 1.4.1 Mesure *in-situ* des champs cinématiques

Le grand intérêt pour la compréhension des phénomènes locaux lors de la formation des copeaux a conduit de nombreux chercheurs à développer plusieurs systèmes optiques. Ces systèmes ont été utilisés pour la visualisation en temps réel de l'écoulement de la matière ainsi que les différentes phases de formation des copeaux en coupe orthogonale.

Cette section décrit les principales avancées dans la conception des systèmes optiques utilisés dans le contexte de la mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale.

En 1971, Childs et al [Childs, 1971] étaient parmi les premiers à développer un système optique pour des mesures *in-situ* des champs cinématiques en coupe orthogonale (figure 1.16). Ce système utilise deux sources d'éclairage. Les faisceaux lumineux pénètrent dans un premier miroir semi-réfléchissant. Les faisceaux en sortie pénètrent à leur tour dans un collimateur puis dans un deuxième miroir semi-réfléchissant pour avoir de la lumière coaxiale (confocal). La durée du flash lumineux est limité à  $2\mu\text{s}$  avec un temps de recharge égal à 5s. Ce dernier impose l'utilisation de deux source d'éclairage pour la prise d'une paire d'images à une vitesse de coupe égale à  $0,254 \cdot 10^{-3} \text{m/min}$ . Cependant, le temps de recharge important ne permet pas d'obtenir plus de deux images. Ainsi, l'évolution temporelle du champ cinématique ne peut pas être déterminée.

En 2008, Hijazi et al [Hijazi and Madhavan, 2008] proposent un système optique basé sur un microscope de grossissement X23 équipé par quatre caméras rapides. Il utilise ainsi 4 sources d'éclairages avec des miroirs semi-réfléchissants pour un éclairage coaxial (figure 1.17.a). Afin de limiter le temps qui sépare deux prises d'images, l'auteur emploie une source d'éclairage de type laser pulsé dont la durée de pulse est 3-5ns. Le temps qui sépare deux pulses est supérieure à 500ns, ce qui permet d'atteindre une grande fréquence d'acquisition. La fréquence de répétition d'une paire de pulse est très faible (de l'ordre de quelques Hz, par exemple 15Hz pour le

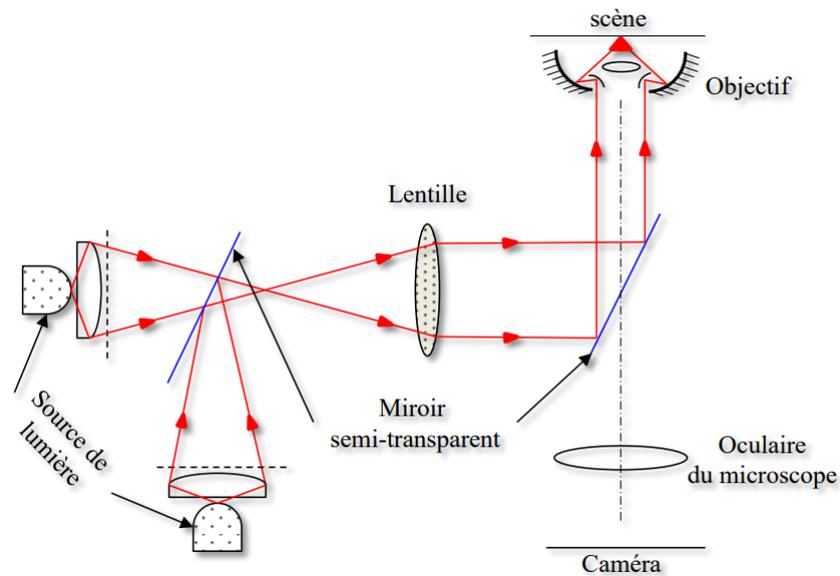


FIGURE 1.16 – Système optique développé par [Childs, 1971].

Nd :YAG laser utilisé par [Baizeau et al., 2017]). Ainsi, pour faire de l'imagerie ultra-rapide et obtenir huit images fortement résolues et à une fréquence d'acquisition très élevée (de l'ordre de quelques MHz), l'auteur synchronise 4 caméras rapides utilisées en mode « double frame » avec 4 sources de laser pulsé. Ainsi, chaque caméra rapide enregistre une paire d'images dont le temps inter-frame (le temps qui sépare la prise de deux images consécutives) est très réduit (de l'ordre de 120ns).

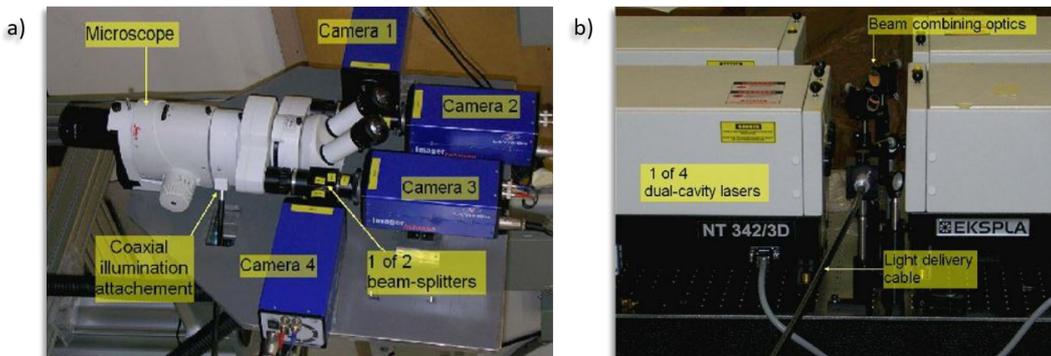


FIGURE 1.17 – Système optique ultra-rapide développé par [Hijazi and Madhavan, 2008] : a) synchronisation de 4 caméras rapides utilisant le mode "double frame" et b) 4 sources de laser pulsé.

En se basant sur les travaux de [Hijazi and Madhavan, 2008] et en employant le mode double-frame de la caméra rapide LaVision avec une source de laser pulsé, la prise d'une paire d'images avec un temps d'inter-frame égal à 120ns est rendue possible. Le système optique développé par [Baizeau, 2016] est présenté dans la figure 1.18. Il est conçu dans le but d'étudier l'intégrité de surface des pièces usinées. Il est équipé d'un objectif de grossissement X10. Afin de focaliser et bien répartir le laser sur la scène d'observation, une fibre optique dont un expan-

seur monté sur son extrémité est utilisé. Bien que le mode double-frame ait permis de réduire considérablement le temps d'inter-frame dans le but d'obtenir une paire d'images fortement résolues, l'utilisation du laser pulsé s'avère limitante en terme de fréquence d'acquisition utilisée avec la caméra rapide étant donné que la fréquence de répétition de deux pulses est limitée à 15Hz (figure 1.19).

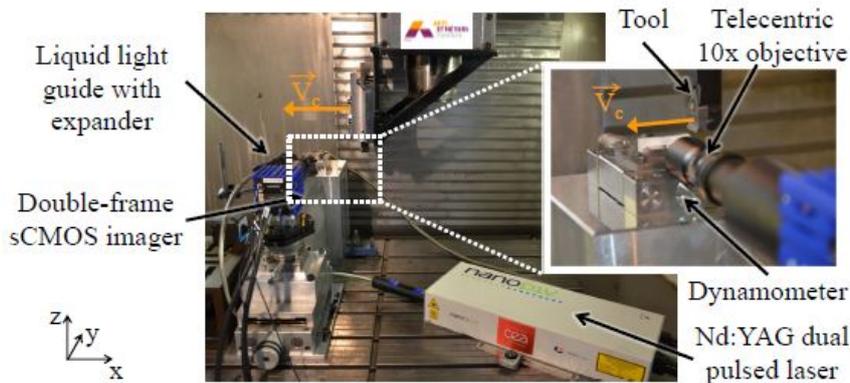


FIGURE 1.18 – Système optique développé par [Baizeau et al., 2017] pour étudier l'intégrité de surface après un essai de coupe orthogonale.

Afin de suivre l'évolution temporelle des grandeurs cinématiques (champs des déplacements et des déformations), l'auteur propose d'utiliser le mode standard de la caméra rapide SA-Z avec une source de lumière continue composée de 10 LEDs. Des images fortement résolues sont obtenues. En effet, les faibles déformations hors plans de la sous-surface de la pièce usinée ainsi que l'utilisation d'un objectif télécentrique de grossissement X10 ont permis de limiter les distorsions et d'éviter la dégradation de la qualité des images.

D'autre part, le système optique couplé MADMACS développé par Whinton [Whinton, 2010] au sein du laboratoire NIST ("National Institute of Standards and Technology") constitue une réelle avancée en imagerie rapide appliquée dans le contexte de mesure de champs en coupe orthogonale. Ce système permet d'assurer une acquisition synchronisée des images visuelles et des images thermiques. Afin de d'assurer un bon éclairage, deux sources de lumière sont utilisées et guidées à l'aide des fibres optiques. La première est placée à l'extérieur tandis que la seconde est intégrée dans le système optique pour avoir un éclairage coaxial. L'utilisation d'un miroir semi-réfléchissant avec 50% de réflectance et 50% de transmittance (R50/T50) entraîne une perte de la puissance lumineuse. Seulement 25% de la puissance lumineuse initiale est reçue par les capteurs de la caméra rapide. La caméra rapide et la caméra thermique sont couplés par deux canaux optiques différents (figure 1.20). Le rayonnement retourné par la scène observée passe d'abord à travers une fenêtre de protection en saphire, puis à travers un objectif réflectif de grossissement X15. Au niveau de l'intersection des deux canaux se trouve un miroir froid qui réfléchit les ondes dans le spectre du visible et transmet les ondes dans le spectre infrarouge. Les ondes du visible réfléchies par le miroir semi-réfléchissant traversent une lentille tube qui

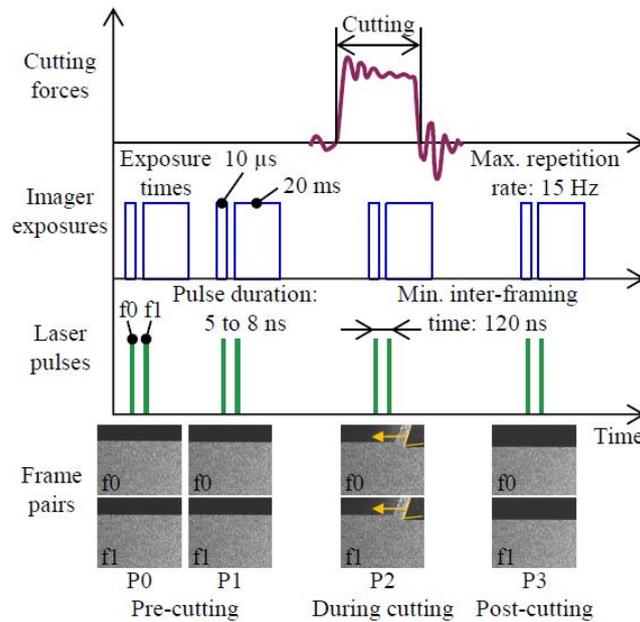


FIGURE 1.19 – Chronogramme des essais instrumentés en coupe orthogonale [Baizeau et al., 2017].

focalise tout le rayonnement vers le capteur de la caméra rapide. Whinton [Whinton, 2010] montre qu'en utilisant ce système optique, il est possible de capturer des images faisant une taille de  $1\text{mm}^2$  avec différentes conditions opératoires lors d'un essai de coupe orthogonale et différents paramètres optiques comme présentés dans le tableau 1.7.

TABLE 1.7 – Paramètres mécaniques et optiques utilisés avec le système optique MADMACS développé par [Whinton, 2010].

Conduite	$V_c$ (m/min)	R (px)	$f_{aq}$ (fps)	$t_i$ ( $\mu\text{s}$ )
Visible	30-300	256*128	300000	1-33
Infrarouge		160*120	300	9-20

Basé sur les travaux de Whinton [Whinton, 2010], Harzallah et al [Harzallah et al., 2018] proposent un système optique d'imagerie couplée VISuelle et InfraRouge (VISIR). Ce système optique repose sur l'utilisation d'un objectif réflectif de grossissement X15 permettant de transmettre le rayonnement sur une large plage de longueur d'onde ( $>95\%$  sur  $[600\text{nm}..20000\text{nm}]$ ). Grâce à une lame séparatrice en silicium (ep.1mm), ce rayonnement est séparé en deux : les ondes dans le spectre du visible sont réfléchies avec une réflectance égale à 40% sur une plage de longueur d'onde située dans  $[300\text{nm}..1500\text{nm}]$  tandis que les ondes dans le spectre infrarouge sont transmises avec une transmittance supérieure à 65% sur une plage de longueurs d'onde  $[2000\text{nm}..20000\text{nm}]$ . L'utilisation d'un miroir parabolique hors-axe dans la ligne infrarouge permet de réfléchir et focaliser les ondes infrarouges vers le capteur de la caméra thermique. Ce principe de focalisation permet l'obtention d'images nettes sur toute la gamme infrarouge. Quant à la ligne visible, elle est équipée d'un miroir semi-réfléchissant 50R/50T et

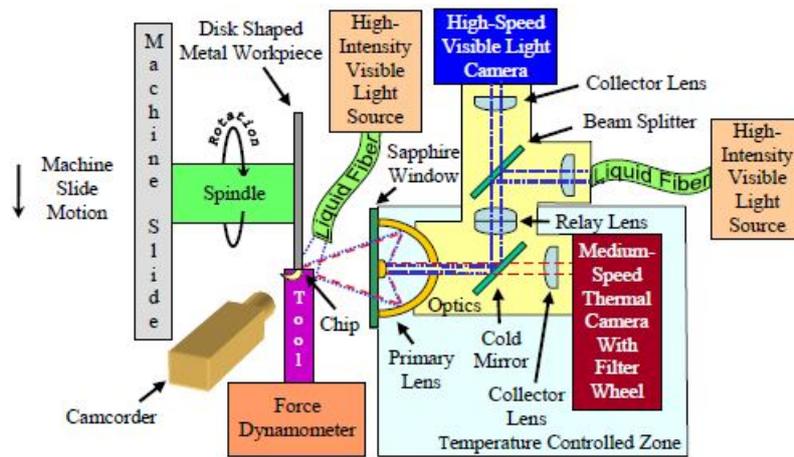


FIGURE 1.20 – Système optique couplé MADMACS développé par [Whitenton, 2010]

d’une lentille tube permettant de focaliser les ondes du visible vers le capteurs de la caméra rapide. Le miroir semi-réfléchissant 50R/50T permet un éclairage coaxial. L’éclairage utilisé est constitué d’une LED de puissance 1040lumen fournissant un éclairage focalisé sur la scène de 106lux. Bien que l’auteur ait obtenu des images nettes et exploitables par la technique de corrélation d’images à une vitesse de coupe égal à 15m/min, l’éclairage utilisé s’avère limitante en terme du temps d’intégration utilisé avec la caméra rapide étant donné qu’il est limité à 20 $\mu$ s. Les paramètres de coupe ainsi que les paramètres optiques varient selon le système optique et le matériau utilisé pendant l’essai de coupe orthogonale. Ces paramètres sont synthétisés dans le tableau 1.8. L’ajustement de certains de ces paramètres reposent sur des compromis qui seront détaillés dans les paragraphes suivants.

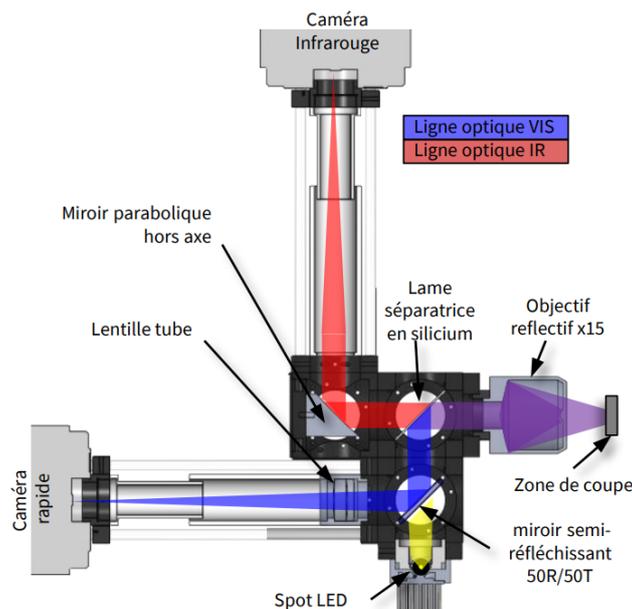


FIGURE 1.21 – Système optique couplé VISIR développé par [Harzallah et al., 2018]

**Vitesses de coupe ( $V_c$ ) et avance ( $a$ ) :** comme synthétisé dans le tableau 1.7, les vitesses de coupe varient sur une plage étendue allant de  $0,25 \cdot 10^{-3} \text{m/min}$  [Childs, 1971] jusqu'au  $1020 \text{m/min}$  [List et al., 2013]. Le choix de la vitesse de coupe est généralement contraint par la fréquence d'acquisition de la caméra rapide ainsi que le nombre d'images requis pour la détermination des grandeurs cinématiques (champs des déplacement et des déformations). Il dépend aussi de la méthode choisie pour le post-traitement des images. En effet, la méthode analytique utilisant les modèles "stramlines" [Hasani et al., 2008, Bi et al., 2009, List et al., 2013] nécessite qu'une seule image alors que la technique de corrélation d'images numériques nécessite plusieurs pour remonter aux grandeurs cinématiques ainsi que leurs évolutions temporelles. Quant à l'avance, elle dépend principalement du grossissement de l'objectif utilisé. Plus le grossissement est faible, plus on a la possibilité de remplir la région observée et par conséquent augmenter la valeur de l'avance.

**Taille de la région observée ( $T$ ) :** elle est généralement de l'ordre de quelques  $\text{mm}^2$ . Elle varie principalement selon le grossissement de l'objectif utilisé. A une résolution donnée, plus le grossissement est faible, plus la taille de la région observée est importante.

**Fréquence d'acquisition ( $f_{aq}$ ) :** le choix de la fréquence d'acquisition dépend principalement de la vitesse de coupe ainsi que le nombre d'images requis pour l'application de la corrélation d'images numériques [Pottier et al., 2014]. A une résolution donnée, la valeur maximale de la fréquence d'acquisition va dépendre du modèle de la caméra rapide utilisée. Afin d'augmenter la vitesse de coupe et face à la limite imposée par la caméra rapide en termes de fréquence d'acquisition, certains auteurs ont recourt au fenêtrage qui consiste à faire réduire la résolution de la caméra. Plus la résolution est faible, plus on pourra atteindre des fréquences d'acquisition élevées.

**Temps d'intégration ( $T_i$ ) :** il est déterminé à partir de la vitesse de coupe dans le but de réduire le déplacement de la région observée pendant la prise de l'image. Plus le temps d'intégration est faible, moins on aura de déplacement et par conséquent moins de flou sur les images capturés. Cependant, le choix du temps d'intégration est fortement lié à la puissance d'éclairage utilisée ainsi que la nature de la lumière en sortie (diffusée, coaxiale ou focalisée). Plus la puissance d'éclairage est importante, plus le temps d'intégration peut être diminué. Pour obtenir des images fortement résolues suite à des essais de coupe orthogonale réalisés à des vitesses de coupe élevés ( $90 \text{m/min}$ ), Baizeau et al [Baizeau et al., 2017] utilisent une source de laser pulsé dont la durée d'une pulse varie entre 5 et 8ns. Le temps d'intégration peut être réduit à  $10 \mu\text{s}$ . Cependant, la fréquence de répétition d'une paire de pulse est limitée à  $15 \text{Hz}$  (figure 1.19). Ainsi, seuls deux images sont obtenus à une grande fréquence d'acquisition (de l'ordre de quelques Mhz). Pour obtenir 8 images fortement résolues, Hijazi et al [Hijazi and Madhavan, 2008] ont synchronisé 4 caméras rapides.

Dans un contexte de mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale, l'éclairement se fait sur une zone de taille souvent sub-millimétrique. Ainsi, Harzallah et al [Harzallah, 2018] proposent de raisonner en terme de *Lux* ( $lx$ ) et non pas en *Lumen* ( $lm$ ), autrement dit en terme de puissance de lumière par unité de surface :

$$1lx = 1 \frac{lm}{m^2} \quad (1.1)$$

A partir de cette relation, on peut comprendre qu'à une puissance de lumière ( $lm$ ) donnée :

- si la lumière est focalisée, le diamètre du spot lumineux est plus petit que dans le cas où on a de la lumière coaxiale ou diffusée. Tous les faisceaux de lumière sont focalisés sur ce petit spot. Ainsi, la puissance de lumière par unité de surface ( $lx$ ) est plus importante.
- si la lumière est diffusée, le diamètre du spot lumineux est plus important ce qui fait diminuer la puissance de lumière par unité de surface.

Face à des phénomènes physiques rapides comme la formation des copeaux, le temps d'intégration se trouve de l'ordre de quelques dizaines de  $\mu s$ . Pendant ce temps d'intégration, l'exposition à la lumière de la surface observée par une caméra rapide est faible. De ce fait, la puissance de lumière par unité de surface est l'un des paramètres optiques clés en imagerie rapide en coupe orthogonale. Une attention particulière devrait être accordée pour les solutions optiques d'éclairage.

### **Bilan sur la mesure *in-situ* des champs cinématiques**

Cette section a présenté une description détaillée des différents systèmes optiques utilisés dans le contexte de mesure *in-situ* des champs cinématiques en coupe orthogonale. Une attention particulière est portée aux dernières avancées dans la conception de ces systèmes optiques. Ceci est dans le but de comprendre le fonctionnement de ces systèmes et d'analyser leurs limites face aux contraintes rencontrées en coupe orthogonale. Cette analyse va permettre de concevoir un système optique dédié pour la mesure *in-situ* des champs cinématiques et intégrant de nouvelles solutions optiques.

TABLE 1.8 – Paramètres mécaniques et optiques employés dans le contexte de mesure des champs cinématiques en usinage.

Reference	Matériau	$V_c$ (m/min)	a(mm)	T ( $mm^2$ )	Gros.	Résolution (px)	$f_{aq}$ (fps)	$t_i$ ( $\mu s$ )
[Childs, 1971]	Brass	$0,25 \cdot 10^{-3}$	NS	NS	X25	NS	NS	2
[Lee et al., 2006]	Copper	0,6	0,1	NS	X3	NS	250	NS
[Pujana et al., 2008]	42CrMo4	150/300	0,2/0,3	1*1	X12	NS	$22,5-25 \cdot 10^3$	1
[Hijazi and Madhavan, 2008]	AISI 1045	200	0,15	$0,35^*0,25$	X25	$1296^*925$	$10^6$	NS
[Ebenezer et al., 2009]	Al6061-T6	0,6	0,1	$2,1^*2,1$	X3	$256^*256$	250	NS
[Arriola et al., 2011]	42CrMo4	30	0,1	NS	X15	$256^*128$	30000	33
[Guo et al., 2012]	Ti-Mg	0,6	0,2	$1,4^*1,4$	NS	$1000^*1000$	2000	NS
[Calamaz et al., ]	Ti-6Al-4V	6	0,15	$0,3^*0,3$	NS	$128^*128$	70000	10
[List et al., 2013]	AISI1018	1020	0,84	$1,75^*1,75$	X10	$1024^*1024$	NS	NS
[Pottier et al., 2014]	Ti-6Al-4V	6	0,25	$0,65^*0,6$	X10	$384^*352$	18000	6,6
[Guo et al., 2015]	Brass	0,06	$0,05-0,15$	$4,3^*2,4$	X5	$1296^*720$	NS	NS
[Cai et al., 2015]	Copper	$6 \cdot 10^{-4}$	$0,1-0,25$	1*1	NS	$1000^*1000$	50	NS
[Moulart et al., 2015]	GS	36	15	$5^*5$	X7	$1000^*1000$	7000	NS
[Zhang et al., 2016]	Al7075-T6	$0,35/0,5$	$0,1/0,15$	$1,68^*0,94$	X12	$1920^*1080$	NS	NS
[Baizeau et al., 2017]	AW7020-T6	90	0,1	$1,7^*1,4$	X10	NS	max.	10/ $1/(120 \cdot 10^{-9})$
[Zhang et al., 2018]	NAB	2/4,5	0,3	NS	X12	NS	2000	NS
[Harzallah et al., 2018]	Ti-6Al-4V	3/15	0,25	$0,58^*0,58$	X15	$512^*512$	6000	50
[Davis et al., 2018]	ECAE Ti	30	0,1	$0,43^*0,39$		$384^*352$	10000	NS
[Zhang et al., 2019]	Al6061-T6	0,1	$0,06/0,08/0,1$	$1,75^*0,98$	X12	$1024^*1024$	50000	NS
					X12	$1920^*1080$	1000	NS

### 1.4.2 Mesure *in-situ* des champs thermiques

En usinage, différentes techniques et instruments étaient utilisés pour mesurer la température proche de la pointe de l’outil et/ou la température de la face latérale de l’outil de coupe. On note principalement l’utilisation des thermocouples incorporés dans l’outil avec la méthode d’identification inverse [Battaglia et al., 2005, Cahuc et al., 2007] pour identifier la température au niveau du contact outil-copeau. Des vernis thermosensibles [Rosseto and Koch, 1971] ou des poudres étaient aussi utilisés pour déterminer la température du copeau ou de la face latérale de l’outil de coupe [Bisson, 2001]. Cependant, ces techniques sont incapables de révéler les gradients des températures au niveau de la zone de coupe lors de la formation des copeaux. Dans cette partie bibliographique, nous nous intéressons aux techniques de mesures des champs thermiques à travers des radiations émises par la zone de coupe. Dans la suite, une description détaillée des systèmes optiques mis en place est présentée. Les problématiques liées à la mesure des champs thermiques notamment celle liée à l’émissivité du matériau sont discutées.

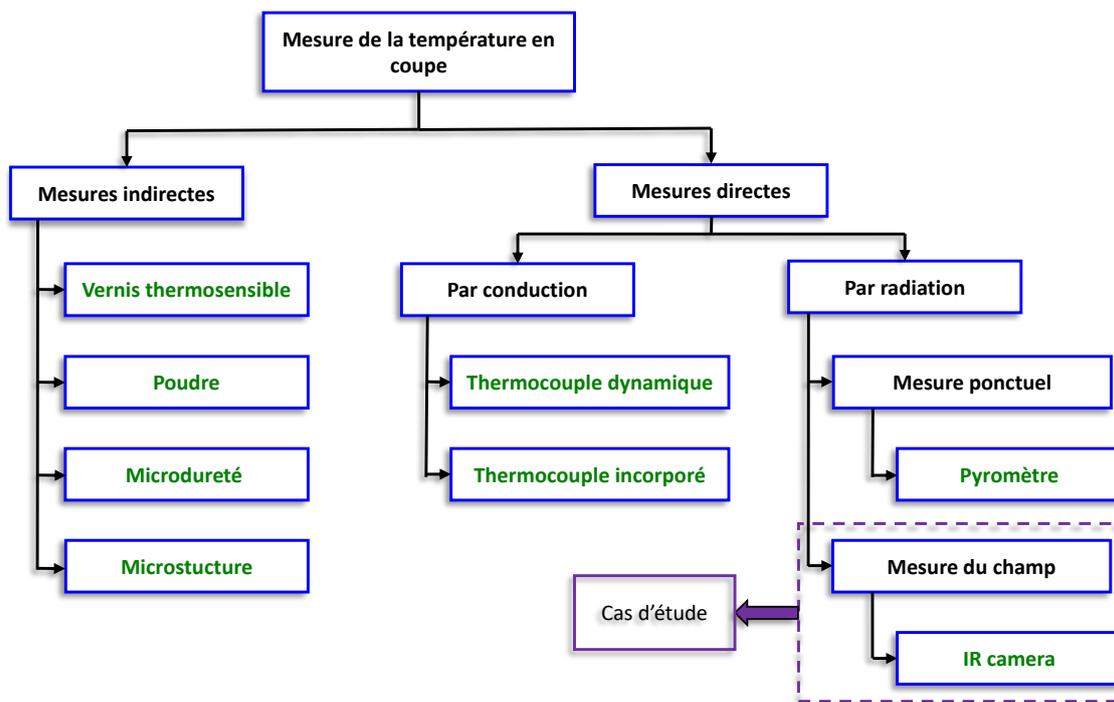


FIGURE 1.22 – Techniques de mesure de la température en usinage

Un système optique a été mis en place par Boothroyd [Boothroyd, 1961] pour mesurer les champs thermiques au niveau de la zone de coupe et de l’outil. Un filtre a été couplé avec l’objectif de la caméra thermique afin de filtrer les radiations dans le spectre du visible et de laisser passer uniquement les radiations infrarouges pour plus de précision en mesure. Un dispositif d’étalonnage est placé sous l’outil de coupe permettant d’avoir une image simultanée du dispositif, de l’outil coupe, de la pièce et du copeau. Ce dispositif est composée d’une pièce métallique fermée sur des thermocouples permettant de mesurer la température réelle suite à

une excitation par un courant électrique. Cette dernière engendre une distribution linéaire de la température allant de 300°C à 800°C et mesurées par 8 thermocouples. Une peinture noire est déposée sur l'ensemble des surfaces photographiées par la caméra thermique (dispositif de calibration, outil de coupe et pièce) permettant de supposer une émissivité proche de 1. Ainsi, connaissant la relation qui relie la température du corps noir et la température réelle mesurée par les thermocouples, l'auteur remonte aux champs thermiques du copeau et de l'outil de coupe. Cependant, l'auteur emploie un temps d'intégration très élevé (15s) pouvant lui amener à passer au travers des aspects thermiques se produisant dans un temps court (de l'ordre d'une dizaine de  $\mu$ s). De plus, l'auteur s'affranchit des problèmes liés à la variation de l'émissivité du matériau en supposant une valeur constante.

Sutter et al [Sutter et al., 2003a] proposent un montage expérimental (figure 1.23) utilisant la Barre de Hopkinson pour conduire des essais de coupe orthogonale instrumentés sur l'alliage d'acier 42CrMo4. Les vitesses de coupe varient entre 1200 et 2880m/min. Le système optique utilisé est composé d'une caméra rapide CCD avec un objectif ayant une distance focale de 100mm. La caméra utilisée ne permet pas de révéler le gradient de température qui dépasse 200°C. L'alignement de l'ensemble du système optique se fait par le biais d'une source laser. Selon la loi de Planck, la longueur d'onde correspondant à un maximum de luminance spectrale à 900°C vaut 2,5 $\mu$ m. Cependant, l'auteur emploie un filtre passe bande de 0,8 $\mu$ m $\pm$ 0,01 placé entre la caméra et le miroir semi-réfléchissant.

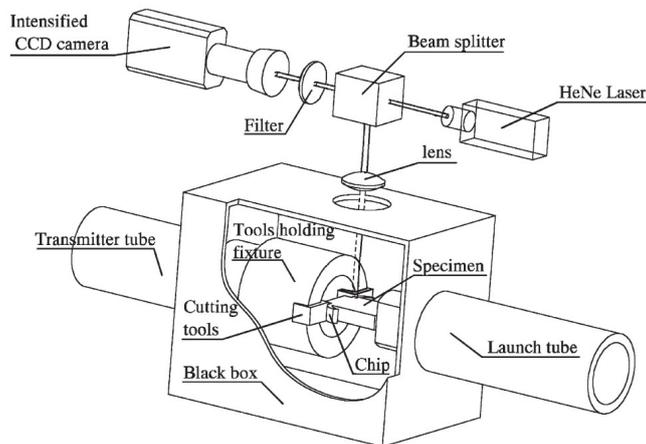


FIGURE 1.23 – Schématisation du montage expérimental utilisant la barre de Hopkinson et du système optique utilisé pour la mesure des champs thermique en coupe orthogonale [Sutter et al., 2003a]

En effet, ceci permet de réduire l'erreur de la température mesurée (induit par l'émissivité du matériau) à 10% pour des températures autour de 727°C.

La calibration du système optique est faite par un corps noir sur une plage de 650 à 800°C avec un temps d'intégration de 64 $\mu$ s.

Un système optique classique d'imagerie infrarouge a été mis en place par Artozoul et al [Artozoul et al., 2014] pendant des essais de coupe orthogonale sur l'alliage d'acier 1055 à des vitesses allant de 50 à 250m/min. Il est composé d'une caméra infrarouge FLIR SC7000 équipé par un objectif X3. En résolution Full-Frame, cette caméra permet d'atteindre des fréquences d'acquisition supérieures à 100Hz. Une résolution spatiale de  $15\mu\text{m} \times 15\mu\text{m}$  est obtenue avec ce système optique.

En usinage, la température peut varier de 0 à 1500°C. Ainsi, l'auteur utilise deux configurations du même système optique : *i*) sans filtre permettant de mesurer des faibles températures allant de 0 à 300°C et *ii*) avec un filtre passe bande ( $[3,97..4,01\mu\text{m}]$ ) permettant de mesurer des températures allant de 300°C à 1500°C.

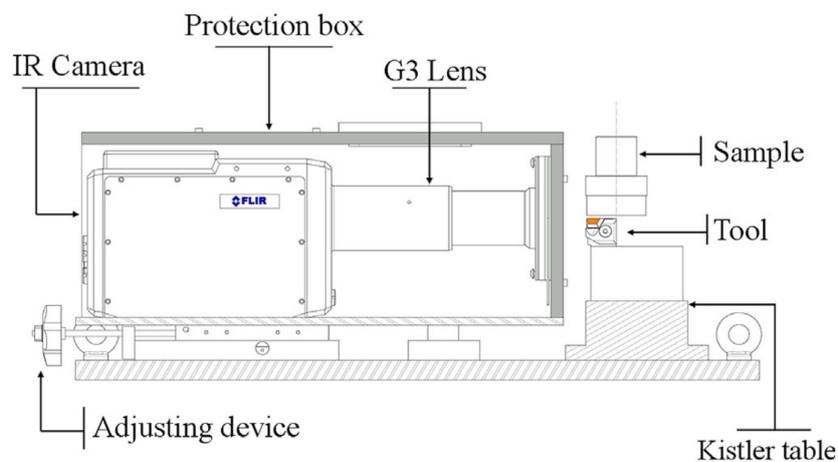


FIGURE 1.24 – Montage expérimental pour la mesure des champs thermiques en coupe orthogonale [Artozoul et al., 2014]

De la même façon, [Valiorgue et al., 2013] a employé un système optique classique d'imagerie infrarouge pour mener des essais de coupe orthogonale instrumentée (figure 1.25.a) sur l'alliage d'acier 316L avec une vitesse de coupe égale à 120m/min. Pour plus de précision en mesure, l'auteur propose une procédure de calibration thermique permettant de tenir compte de la variation de l'émissivité du matériau en fonction de la température ainsi que d'autres facteurs tels que la rugosité et l'oxydation de la surface photographiée. Le montage de calibration thermique consiste à faire chauffer le matériau de façon homogène dans une chambre à vide permettant de garantir un atmosphère neutre et d'absorber les radiations parasites. Le même principe a été proposé par Jasper et al [Jaspers et al., 1998] pour une calibration thermique faite sur des copeaux obtenus en coupe orthogonale. La température du matériau est mesurée via des thermocouples. Ainsi, connaissant les niveaux des gris enregistré par la caméra infrarouge en utilisant ce montage de calibration, il est possible de déterminer l'émissivité du matériau ainsi que sa variation en fonction de la température. Pour cet alliage d'acier, l'émissivité du matériau varie entre 0,4 et 0,9 sur une plage de température allant de 50 à 550°C. De ce fait, l'hypothèse d'une valeur constante de l'émissivité du matériau peut affecter le niveau de précision de

mesure des champs thermiques.

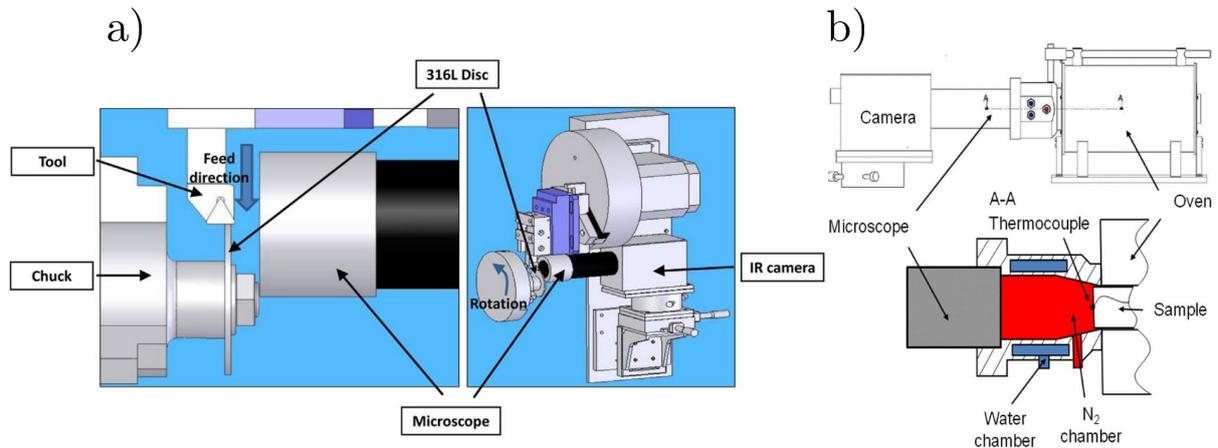


FIGURE 1.25 – a) Détails du montage expérimental en coupe orthogonale et b) procédure de calibration thermique [Valiorgue et al., 2013]

Une comparaison entre les résultats de mesure thermique en fonction de deux différentes méthodes de calibration a été présenté par Liljerehn et al [Liljerehn et al., 2009]. L'auteur utilise une caméra rapide CCD ayant une sensibilité spectrale dans le domaine du visible ([400..800nm]) et dans le domaine proche infrarouge ([800..1100nm]). Un filtre passe bande (850nm) est placé entre la caméra et l'objectif afin de bloquer les radiations dans le domaine du visible. La première calibration thermique est faite via un corps noir. La deuxième utilise le même principe que celle présentée par [Jaspers et al., 1998, Valiorgue et al., 2013]. L'auteur souligne une déviation d'au maximum 40°C entre les températures mesurées selon chaque méthode de calibration. La précision de mesure des champs thermiques dépend donc de la procédure de calibration mise en œuvre.

Pour des mesures à une échelle locale, Davies et al [Davies et al., 2003, Davies et al., 2005] proposent un système optique dédié pour l'imagerie infrarouge en coupe orthogonale. Ce système, originale dans sa conception, est composé d'un microscope couplé avec un objectif réflectif de grossissement X15. L'acquisition sur une large bande spectrale est assurée par l'introduction d'un filtre passe bande ([3..5 $\mu$ m]). Comparé avec les travaux de Artozoul et al [Artozoul et al., 2014], ce système optique permet d'atteindre des résolutions spatiales plus fines allant de 5 à 10 $\mu$ m ce qui permet d'identifier les bandes de localisation dans le cas de la formation des copeaux segmentés. Ce même système optique est utilisé par Arrazola et al [Arrazola et al., 2008, Arrazola et al., 2009] pour mener des essais de coupe orthogonale sur l'alliage d'acier 4140 (figure 1.26.a). Les vitesses de coupe varient entre 100 et 500m/min dans le but d'étudier l'usinabilité de cet alliage à travers les niveaux de températures atteintes au niveau de l'interface outil-copeau ainsi que sur la face latérale de l'outil de coupe.

Une nouvelle procédure de calibration thermique basée sur l'utilisation du même matériau est proposée (figure 1.26.b). Elle consiste à faire chauffer le matériau à des températures allant de

50 à 750°C avec un pas de 50°C. Simultanément, le niveau digital est mesuré par la caméra thermique tandis que la température réelle est mesurée via un thermocouple. Ainsi, il est possible de déterminer une loi reliant la température réelle au niveau digital.

La source d'incertitude en mesure des champs thermiques est liée en premier lieu à l'émissivité du matériau. Ce paramètre dépend de la température, de la longueur d'onde, de la finition de surface ainsi que son niveau d'oxydation. Ceci est démontré par Arrazola et al [Arrazola et al., 2008] suite à une mesure de l'émissivité via un spectromètre. Sur une plage de longueurs d'onde allant de 3 à 5µm, l'émissivité du matériau peut varier entre 0,1 et 0,9 selon seulement la finition de la surface et son niveau d'oxydation.

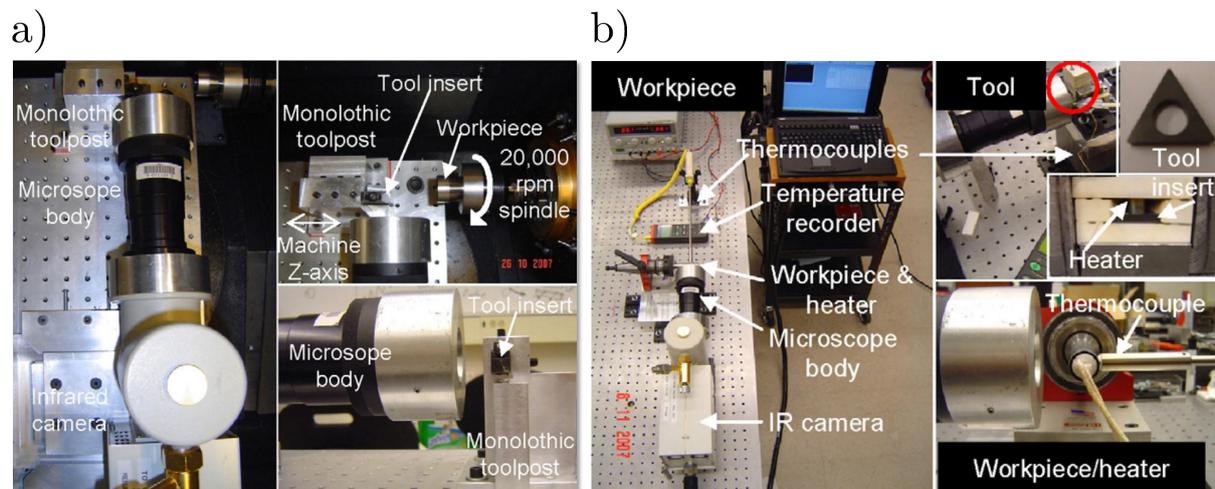


FIGURE 1.26 – a) Détails du montage expérimental en coupe orthogonale et b) procédure de calibration thermique [Arrazola et al., 2008]

Le travail de Davies et al [Davies et al., 2003] a apporté une première réflexion sur la conception d'un système optique d'imagerie infrarouge à une échelle locale. Basé sur ce travail, Whintont et al [Whintont, 2010] ont conçu son système optique couplé d'imagerie visuelle et infrarouge en utilisant le même objectif de grossissement X15. Selon le même principe, Harzallah et al [Harzallah et al., 2018] ont conçu leur propre système optique couplé. Comparé avec celui de Whintont et al, ce système assure une focalisation des radiations infrarouges par le biais d'un miroir parabolique hors-axe. Cette focalisation par réflexion a permis de s'affranchir des problèmes de chromatisme sur la ligne infrarouge et par conséquent l'obtention d'images nettes.

Suite à des essais de coupe orthogonale menés sur l'alliage Ti-6Al-4V, l'auteur démontre un fort gradient de températures dans la région comportant la zone de coupe et la zone en dessous de la pointe de l'outil. En effet, à une vitesse de coupe de 3m/min (respectivement 15m/min), la température varie entre 20 et 370°C (respectivement entre 20 et 560°C). La bande de cisaillement primaire est le siège d'une élévation importante et localisée de la température ce qui coïncide avec les mécanismes de formation des copeaux segmentés.

D'autres auteurs s'intéressent à la mesure des champs thermiques à l'interface outil-copeau. Vu la difficulté d'accès à cette interface, cette tâche paraît plus complexe comparée aux mesures au niveau de la zone de coupe. L'utilisation d'un outil de coupe transparent de type YAG ("Yttrium Aluminum Garnet") rend possible l'accès à cette interface [Menon and Madhavan, 2015, Heigel et al., 2017]. Heigel et al proposent un montage expérimental (figure 1.27.a) utilisant ce type d'outil équipé par un miroir acrylique permettant de réfléchir le rayonnement infrarouge suivant l'axe optique de la caméra (figure 1.27.b). Cette dernière est calibrée via un corps noir sur une plage des températures allant de 225 à 750°C sans tenir compte de l'effet de la transmittance de l'outil transparent et la réflectance du miroir acrylique. De plus, comme l'émissivité du copeau en contact avec l'outil de coupe demeure inconnu, les températures réelles à l'interface outil-copeau ne peuvent pas être calculées. Seules les températures radiatives (ou les températures du corps noir) sont présentées. L'auteur suppose que le gradient des températures du corps noir peut être assimilé de façon précise au gradient des températures réelles si l'émissivité, la transmittance et la réflectance du miroir acrylique demeurent constantes. Pour un essai sur l'alliage Ti-6Al-4V à une vitesse de coupe égale à 100m/min, un gradient de 325°C a été montré sur des images thermiques avec une température radiative maximale qui atteint 550°C.

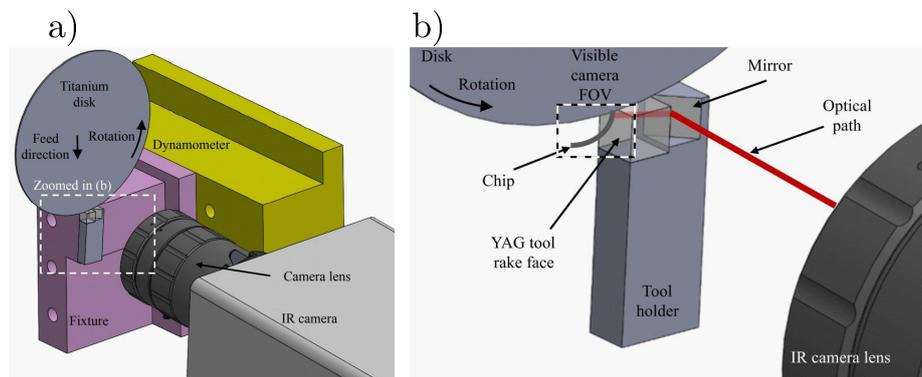


FIGURE 1.27 – a) Détails du montage expérimental et b) zoom sur la région b [Heigel et al., 2017]

Buruaga et al [Buruaga et al., 2018] s'appuient sur un modèle analytique permettant de déterminer les champs thermiques sur la face de coupe de l'outil à partir de la mesure des champs thermiques sur la face latérale de l'outil de coupe. La figure 1.28.a donne une schématisation du montage expérimental utilisé en coupe orthogonale instrumenté. La méthode d'extrapolation des champs thermiques (basé sur un modèle analytique) sur la face de coupe de l'outil est décrite par la figure 1.28.b. Ce modèle analytique (donné par l'équation 1.2) fait introduire la distance ( $d$ ) qui sépare la surface latérale de l'outil de la zone de contact, la longueur de contact ( $l_c$ ), la largeur de la zone de contact outil-copeau ( $a_p$ ) le flux de chaleur transmis à l'outil ( $q_T$ ) calculé à partir du flux de chaleur due au cisaillement dans la zone de cisaillement secondaire et le coefficient de partage de chaleur qui est estimé être entre 0.03 et 0.1. La conductivité thermique

de l'outil ( $K_T$ ) en carbure de tungstène non revêtu est mesurée. Sur une plage de température allant de 20 à 800°C, elle varie entre 18 et 112 W.m<sup>-1</sup>.K<sup>-1</sup>.

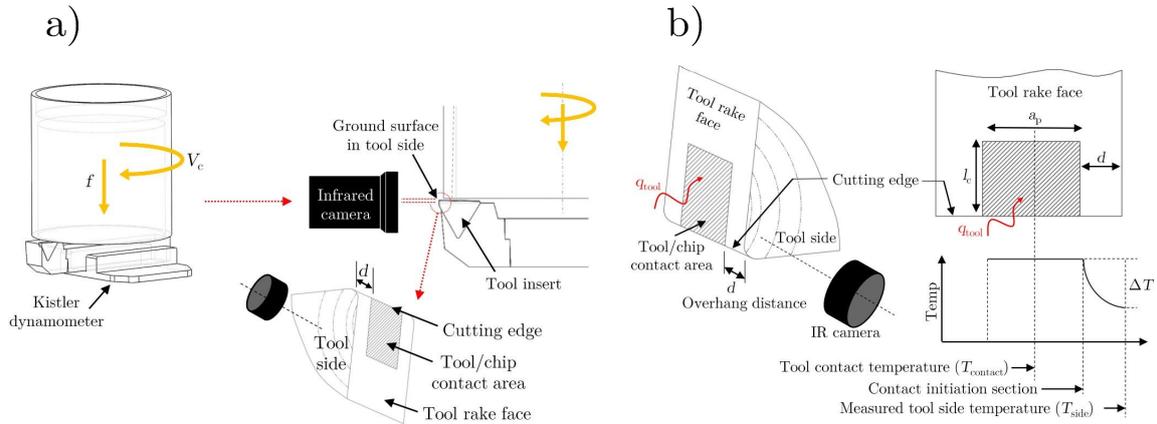


FIGURE 1.28 – a) Schématisation du montage expérimental en coupe orthogonale pour la mesure des champs thermiques sur la face latérale de l'outil de coupe et b) schématisation de la méthode d'extrapolation des champs thermiques sur la face de coupe de l'outil à partir des champs mesurés sur la face latérale [Buruaga et al., 2018]

$$\delta T = \frac{2q_T}{\pi K_T} l_c \left[ 1 - \frac{d/a_p}{l_c/a_p} \sinh^{-1} \left( \frac{l_c/a_p}{d/a_p} \right) + \sinh^{-1} \left( \frac{d/a_p + 1}{d/a_p} \right) - \sinh^{-1} \left( \frac{d/a_p}{l_c/a_p} \right) \right] \quad (1.2)$$

Ainsi, la température de contact ( $T_{contact}$ ) est calculée à partir de la température mesurée sur la face latérale de l'outil ( $T_{side}$ ) :

$$T_{contact} = T_{side} + \delta T \quad (1.3)$$

Dans ce travail, l'auteur emploie la procédure de calibration développée par Soler et al [Soler et al., 2018]. La plaquette de coupe est chauffée de façon contrôlée via une bobine de chauffe dans une atmosphère composée d'argon. Le niveau digital (DL) est mesuré par la caméra infrarouge et est associé à la température réelle ( $T$ ) mesurée par un thermocouple. Ainsi, en utilisant les paires (DL,  $T$ ) et par une fonction d'interpolation, l'auteur définit un modèle de calibration reliant directement les niveaux digitaux aux températures réelles sans avoir besoin d'une correction par rapport à l'émissivité du matériau.

Dans le contexte de mesure des champs thermiques en coupe orthogonale, différentes procédures de calibration thermique sont employées. On en distingue principalement deux : 1) une procédure classique de calibration via un corps noir. Le modèle défini nécessite une correction par rapport à l'émissivité du matériau tenant compte des conditions de l'essai de coupe et 2) une procédure de calibration sur le matériau lui-même (matériau de l'outil de coupe ou de la pièce). Avec cette procédure, certains auteurs s'affranchissent des problèmes liés à l'estimation de l'émissivité du matériau et définissent des modèles reliant directement les niveaux digitaux mesurés par la caméra infrarouge aux températures réelles. Ces différentes procédures de calibration font le résultat de différents modèles de calibration. Ces modèles sont utilisés pour

remonter aux températures réelles à travers un post-traitement numérique des données enregistrés par la caméra infrarouge. Quelques images des résultats de mesure à différentes échelles des champs thermiques en coupe orthogonale sont données dans les figures suivantes. On note aisément la différence en terme d'échelle et en terme d'aptitude à révéler les gradients des températures localement.

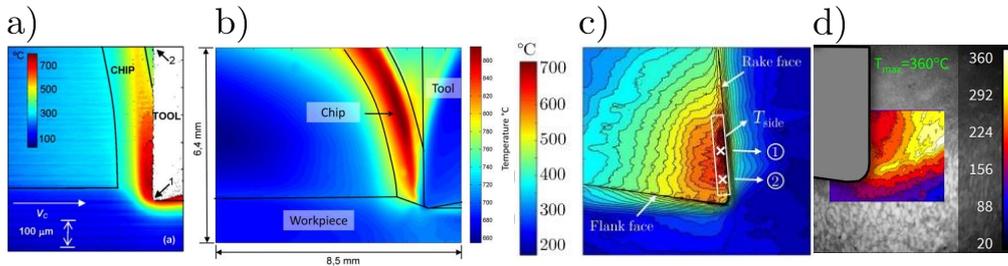


FIGURE 1.29 – Champs thermiques mesurés en coupe orthogonale sur : a) l’alliage d’acier 1045 à  $V_c=605\text{m/min}$  [Davies et al., 2005] ; b) l’alliage d’acier 316L à  $V_c=120\text{m/min}$  [Valiorgue et al., 2013] ; c) l’alliage d’acier C45 à  $V_c=200\text{m/min}$  [Buruaga et al., 2018] et d) l’alliage de titane Ti-6Al-4V à  $V_c=3\text{m/min}$  [Harzallah et al., 2018]

Le tableau 1.9 synthétise les différents travaux réalisés dans le contexte de mesure des champs thermiques en coupe orthogonale ainsi que les paramètres mécaniques et optiques. Il donne également la procédure de calibration employée : via un Corps Noir (CN) ou un dispositif de chauffe (C) utilisé sur le matériau lui-même. De la même façon que pour la mesure des champs cinématique, un bon arbitrage entre les paramètres mécaniques et optiques est nécessaire. L’ajustement de certains paramètres repose sur des choix argumentés et sur des compromis qui seront détaillés dans les paragraphes suivants. De plus, le choix de la procédure de calibration ainsi que le modèle qui en résulte ont une importance sur les niveaux de précision des champs thermiques mesurés qui sont fortement influencés par l’émissivité du matériau.

**Luminance spectrale et longueur d’onde :** l’intensité des radiations infrarouges peut être quantifiée, selon la loi de Planck, par la luminance spectrale. Cette quantité dépend à la fois de la température et de la longueur d’onde. En coupe orthogonale et à une vitesse donnée, on peut estimer la plage des températures à mesurer. Selon cette plage, le choix de la longueur d’onde des radiations infrarouges reçues par le capteur de la caméra devrait se faire de telle sorte qu’il maximise la luminance spectrale tout en réduisant l’erreur de la température mesurée [Sutter et al., 2003a]. De ce fait, certains auteurs optent pour l’introduction d’un filtre passe bande [Davies et al., 2003, Davies et al., 2005, Liljerehn et al., 2009, Valiorgue et al., 2013] notamment en mesure des hautes températures afin d’éviter le problème de saturation du capteur de la caméra.

**Temps d’intégration :** l’essai de coupe orthogonale est un essai fortement dynamique. Le choix d’une valeur haute du temps d’intégration peut conduire à des images floues avec une mauvaise description géométrique de la scène filmée. Cependant, pour mesurer des faibles températures, l’emploi d’une haute valeur du temps d’intégration est nécessaire pour éviter que

TABLE 1.9 – Paramètres mécaniques et optiques employés dans le contexte de mesure des champs thermiques en usinage.

Référence	Matériau	$\epsilon$	optique	Calibration	$t_i$ ( $\mu$ s)	$V_c$ (m/min)
[Burruga et al., 2018]	Steel alloys	-	FLIR T550M	C + thermocouple	60 ; 100	100 ; 200
[Soler et al., 2018]	AISI 4140	-	FLIR T550M (3,97-4,01 $\mu$ m)	C + thermocouple	200	75 ; 250
[Heigel et al., 2017]	Ti-6Al-4V	-	IR camera (3,9 $\pm$ 0,1 $\mu$ m)	CN (225-750°C)	10	20-100
[Menon and Madhavan, 2015]	Ti-6Al-4V	0,71	- (0,4-4 $\mu$ m)	CN (700-1000°C)	40 ; 80,10 <sup>3</sup>	60 ; 120
[Soler et al., 2015]	Ti64, Ti54M et Ti5553	-	FLIR T550M (3,97-4,01 $\mu$ m)	CN (300-750°C)	200	80
[Arrazola et al., 2015]	WC-Co	0,4 $\pm$ 0,1	FLIR T550M	CN	200	40-250
[Artozoul et al., 2014]	WC-Co	-	FLIR SC7000 (3,97-4,01 $\mu$ m)	-	-	50-250
[Valiorgue et al., 2013]	316L	$\epsilon$ (T) (0,4-0,9)	FLIR (3,4-5 $\mu$ m)	CN (50-550°C)	-	120
[Ugarte et al., 2012]	Ti64, Ti5553	-	FLIR T550M (3,97-4,01 $\mu$ m)	-	-	40
[Khanna et al., 2012]	Ti64, Ti54M	-	FLIR T550M	-	-	40 ; 80
[M'Saoubi and Chandrasekaran, 2011]	GC2025	0,587 $\pm$ 0,032	IR-CCD camera	CN	-	180
[Liljerehn et al., 2009]	GC4025 TPNG160308	0,615 $\pm$ 0,027 0,386	IR-CCD camera (0,85-1,1 $\mu$ m)	(725-975°C) CN et four et (0,8-1,1 $\mu$ m)	20.10 <sup>3</sup>	220 200
[Arrazola et al., 2008]	AISI 4140	-	(3-5 $\mu$ m)	C + thermocouple	-	100-500
[Davies et al., 2003]	AISI 1045	-	(3-5 $\mu$ m)	CN	-	222
[Sutter et al., 2003a]	42CD4	0,1	CCD + filtre 0,8 $\mu$ m	CN (650-800°C)	64	1800
[Yoon et al., 2000]	AISI 1045	$\epsilon$ (T) 0,14-0,24	- (3-5 $\mu$ m)	CN (100-700°C)	-	192

le capteur de la caméra soit sous-exposé aux radiations infrarouges [Artozoul et al., 2014]. Connaissant la vitesse de coupe et la plage des températures visées, des essais préliminaires peuvent être réalisés pour choisir le temps d'intégration adéquat et trouver le bon compromis entre qualité de l'image et niveau de saturation du capteur.

A une vitesse de 15m/min et sur une plage des températures allant de l'ambiante à 560°C, Harzallah et al [Harzallah, 2018] ont opté pour un temps d'intégration de 50µs garantissant à la fois une image nette et un bon flux thermique perçu par la caméra infrarouge lors d'un essai de coupe orthogonale sur l'alliage Ti-6Al-4V.

### **Bilan sur la mesure in-situ des champs thermiques**

Dans cette section, une description détaillée des systèmes optiques utilisés dans le contexte de mesure des champs thermiques en coupe orthogonale est présentée. Ils se distinguent par leurs aptitudes de mesure à une échelle locale. Certains auteurs se limitent à l'utilisation d'un système optique classique permettant de révéler le gradient de température à une échelle globale. Pour une étude plus fine et vu la taille sub-millimétrique de la zone de coupe, d'autres [Davies et al., 2003, Davies et al., 2005, Cooke, 2008, Arrazola et al., 2008, Whinton, 2010, Buruaga et al., 2018, Harzallah et al., 2018] ont conçu des systèmes optiques dédiés à la mesure des champs thermiques à une échelle locale. Ces systèmes optiques ont permis d'identifier une élévation importante et localisée de la température au niveau de la zone de cisaillement primaire et de mieux appréhender les mécanismes de formation des copeaux à une échelle locale.

Par ailleurs, il est nécessaire de noter l'importance du choix de la bande spectrale des radiations infrarouges perçues par le capteur de la caméra et du temps d'intégration adéquat. Dans ce cadre, certains auteurs optent pour l'introduction d'un filtre passe bande notamment en mesure des hautes températures [Boothroyd, 1961, Artozoul et al., 2014] afin d'éviter la saturation du capteur de la caméra.

Certains travaux ont mis en évidence la difficulté liée à l'estimation ou la mesure de l'émissivité et sa variation en fonction de la température, la longueur d'onde, la finition de la surface ainsi que son niveau d'oxydation. Bien que ce paramètre influe sur le niveau de précision des champs thermiques mesurés, certains auteurs négligent son effet en supposant une valeur constante. Pour s'affranchir des problèmes liés à l'émissivité du matériau, d'autres proposent des procédures de calibrations spécifiques et pertinentes pouvant améliorer la précision de mesure des champs thermiques en coupe.

Finalement, cette section démontre l'importance de la mesure des champs thermiques via une caméra. Comparée avec une mesure ponctuelle par thermocouple, cette technique permet de mieux comprendre l'aspect thermique mis en jeu lors de la formation des copeaux à travers les gradients des températures mesurées. Elle a aussi amené des points de réflexion sur la conception d'un système optique d'imagerie infrarouge à une échelle locale.

## 1.5 Analyse des manques

Suite à ce travail bibliographique, on a pu constater la difficulté d'accès à la zone de coupe à une échelle locale pour mesurer des grandeurs cinématique et thermique. Ces grandeurs ne couvrent pas une large plage des paramètres de coupe et se limitent dans la plupart des cas à des faibles vitesses de coupe souvent loin de celles employées en industrie. Ces manques se résumant comme suit :

- Manque des bancs d'usinage capables de réaliser une opération de coupe orthogonale sur des alliages difficiles à usiner comme les alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718 et d'atteindre des vitesses de coupe relativement élevées.
- Manque des systèmes optiques dédiés pour la mesure des champs cinématiques à une échelle locale, en particulier à l'échelle de la zone de coupe.
- Difficulté dans l'apport d'un éclairage intense et homogène. La réduction du temps d'intégration est alors contraint par la plage d'obscurité. Ainsi, les essais de coupe orthogonale instrumentée sont limités à des faibles vitesses de coupe.
- Dans la suite du manuscrit, on verra que le choix de la méthode numérique pour le post-traitement des images, capturées à partir de la zone de coupe, devrait tenir compte des contraintes imposées par la coupe (mesure des grandes déformations (>150%), variation en illumination et mouvement hors plan du copeau).
- Manque des systèmes optiques dédiés pour la mesure des champs thermiques à une échelle locale, en particulier à l'échelle de la zone de coupe.

Ces manques limitent la compréhension de la mécanique et de la thermique de la coupe. Ce travail s'inscrit dans le cadre de l'amélioration de la compréhension des mécanismes de formation des copeaux à une échelle locale. Par conséquent, nous essayons de répondre aux manques précédemment indiqués et nous développons de nouveaux moyens expérimentaux pour la mesure in-situ des champs cinématique et thermique en coupe orthogonale.

## 1.6 Bilan

Ce chapitre bibliographique a présenté les aspects mécaniques, thermiques et métallurgiques qui rentrent en jeu lors de l'usinage des matériaux métalliques. Les problématiques d'usinabilité des alliages Ti-6Al-4V et Inconel718 sont discutées dans un premier temps. Leurs propriétés mécaniques et physiques donnent des explications sur les principales difficultés rencontrées en usinage qui se manifestent par des efforts de coupe élevés, une élévation importante de la température et une usure prématurée de l'outil de coupe. Pour mieux comprendre les phénomènes physiques mis en jeu, la configuration simplifiée de coupe orthogonale ainsi que les différentes

zones de cisaillement sont définies. Puis, une attention particulière est portée sur la bande de cisaillement adiabatique siège d'une grande déformation plastique à des vitesses de déformations élevées et une élévation importante et localisée de la température. Ces sollicitations thermomécaniques sont à l'origine d'une modification microstructurale au niveau de cette bande qui conduit à un changement des propriétés mécaniques et physiques du matériau.

On note que plusieurs travaux se limitent à la mesure des grandeurs macroscopiques (efforts de coupe, température de la pointe de l'outil, angle de cisaillement, longueur de contact,...) et/ou une analyse post-mortem de la microstructure des copeaux et de la pièce usinée. Cependant, ces grandeurs sont incapables de renseigner sur les phénomènes physiques mis en jeu ou de comprendre les mécanismes de formation des copeaux à une échelle locale. La compréhension de ces phénomènes permet d'établir le lien entre les sollicitations thermomécaniques subies par la matière et le changement de la microstructure.

Ces grandeurs macroscopiques sont généralement utilisées pour valider des modèles de comportement implémentés pour la simulation numérique de la coupe. Leur degré de fiabilité est toujours discutable vis à vis de leur précision de prédiction des champs des déformations et des températures à une échelle locale.

Récemment, on a pu constater que l'implémentation des systèmes optiques dans le contexte de mesure des champs cinématiques et thermiques en coupe est en forte croissance. La mesure in-situ des champs cinématiques en coupe orthogonale est alors abordée. Une attention particulière est accordée à la conception des systèmes optiques d'imagerie rapide. Dans ce contexte, les problématiques inhérentes sont liées principalement à la taille sub-millimétrique de la zone de coupe et à la dynamique de l'essai de coupe orthogonale. L'apport d'un éclairage intense et homogène dans cette zone paraît délicat. De ce fait, certains essais instrumentés sont réalisés à des faibles vitesses de coupe souvent loin de celles employées en industrie. Néanmoins, les résultats de mesure des champs cinématiques ont apporté une réelle contribution scientifique qui a permis de mieux comprendre les mécanismes de formation des copeaux à travers les niveaux des déformations mesurées.

Cette partie bibliographique nous a permis de maîtriser les fondamentaux de l'imagerie rapide. Elle a aussi amené des points de réflexion sur la conception des systèmes optiques dédiés pour la mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale et de lever certains verrous techniques notamment ceux liés à l'éclairage d'une zone sub-millimétrique.

De la même façon, la mesure in-situ des champs thermiques en coupe orthogonale est abordée. La conception des systèmes optiques d'imagerie infrarouge est discutée en détails. Ces systèmes se distinguent par leurs aptitudes à révéler des gradients de températures à une échelle locale. Les résultats de mesure des champs thermiques ont apporté à leur tour une réelle contribution scientifique dans la compréhension de l'aspect thermique de la coupe. Néanmoins, ces résultats sont encore discutables vis à vis leurs degrés de précision fortement influencés par l'émissivité du matériau.

Les problématiques liées à la mesure des champs thermiques résident principalement autour de

la bande spectrale des radiations infrarouges perçues par le capteur de la caméra, de la procédure de calibration employée ainsi que de l'émissivité du matériau.

Finally, on constate la difficulté de la mise en place des systèmes optiques dans le contexte de mesure des champs en usinage. L'encombrement induit par les machines d'usinage (conventionnelles et non conventionnelles) a incité certains auteurs à développer des montages spéciaux permettant de réaliser des essais de coupe orthogonale instrumentée. Dans le chapitre suivant, nous décrivons la conception d'un nouveau banc expérimental pour la mesure des champs en coupe orthogonale. Ce banc d'usinage permet notamment d'assurer une rigidité élevée lors de la coupe des alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718.

## **Chapitre 2**

# **Conception d'un banc expérimental pour la mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale**

## Sommaire du chapitre 2

<b>2.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>55</b>
<b>2.2</b>	<b>État de l'art sur les montages de coupe :</b>	<b>55</b>
2.2.1	Par mouvement linéaire	55
2.2.2	Par mouvement de rotation	59
2.2.3	Conclusion intermédiaire	61
<b>2.3</b>	<b>Nouveau banc de coupe orthogonale et de frottement</b>	<b>65</b>
2.3.1	Conception du banc	65
2.3.2	Caractéristiques techniques	67
<b>2.4</b>	<b>Systèmes optiques pour la mesure in-situ des champs cinématiques</b>	<b>69</b>
2.4.1	Sources de lumière	69
2.4.1.1	Problématiques d'éclairage	71
2.4.1.2	Solutions optiques d'éclairage	72
2.4.2	Conception d'un système optique d'imagerie rapide	79
2.4.2.1	Système optique avec un éclairage à l'extérieur	79
2.4.2.2	Système optique avec un éclairage coaxial	87
<b>2.5</b>	<b>Bilan</b>	<b>90</b>

## 2.1 Introduction

De nombreux travaux de recherche en usinage ont adopté la configuration de coupe orthogonale afin d'étudier les problématiques d'usinabilité des alliages métalliques ou la qualité de la surface usinée. Cette configuration de coupe orthogonale est souvent mise en place sur des machines à commande numérique. Cependant, l'encombrement qui en résulte pose autant de difficultés et limite l'exploitation des systèmes optiques d'imagerie rapide permettant d'accéder à la zone de coupe. De plus, les vibrations induites par ces machines ont un impact sur le niveau de précision des grandeurs mesurées (cinématique ou thermique).

Afin de s'affranchir des problématiques d'encombrement et des vibrations, certains auteurs ont conçu des montages de coupe spéciaux sur des machines conventionnelles où le système optique est placé indépendamment du reste du montage de coupe. Ceci a permis d'éviter la transmission des vibrations de la machine vers le système optique. Même si les problèmes liés à la mise en place des systèmes optiques peuvent être résolus, la rigidité de ces montages spéciaux pourrait être mise en question face aux alliages de titane et d'inconel. Un problème de rigidité pourrait impacter l'opération de coupe orthogonale, favoriser le mouvement hors plan du copeau et nuire à la qualité des images obtenues ainsi que la précision de mesure des grandeurs cinématique et thermique.

Dans ce chapitre, les montages de coupe orthogonale existants, utilisés pour la mesure des champs cinématiques et thermiques, sont exposés en premier temps. Puis, ce chapitre présente la conception d'un banc expérimental pour la mesure des champs cinématiques et thermiques en coupe orthogonale. Un banc d'usinage est conçu pour permettre des essais de coupe orthogonale instrumentée. Ce banc doit assurer le moindre encombrement afin de pouvoir placer des systèmes optiques d'imagerie rapide et thermique (chapitre 4). Il doit notamment réaliser des essais de coupe orthogonale sur des alliages à faible usinabilité comme les alliages de titane et d'inconel. Finalement, un nouveau système optique d'imagerie rapide est conçu pour la mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale. Le choix de chaque composant optique est argumenté selon notre besoin spécifique.

## 2.2 État de l'art sur les montages de coupe :

Les montages de coupe se diffèrent principalement par leur mouvement de coupe (linéaire ou rotatif), leur rigidité ainsi que la vitesse de coupe maximale qu'ils peuvent atteindre.

### 2.2.1 Par mouvement linéaire

Sur ce type des montages, les essais de coupe orthogonale sont menés avec un mouvement de translation de la pièce ou de l'outil de coupe. Sutter et al [Sutter et al., 1998, Sutter and List,

2013] ont décrit un dispositif de la barre de Hopkinson qui a été conçu pour réaliser des essais de coupe orthogonale à des vitesses de coupe élevées. La figure 2.1 donne une représentation schématique de la barre de Hopkinson. Deux outils sont montés symétriquement sur un porte-outil. La pièce est portée par le projectile qui est lancé par un pistolet à air comprimé. La vitesse de coupe peut varier entre 600m/min et 6000m/min. Sur ce dispositif, Molinari et al [Molinari

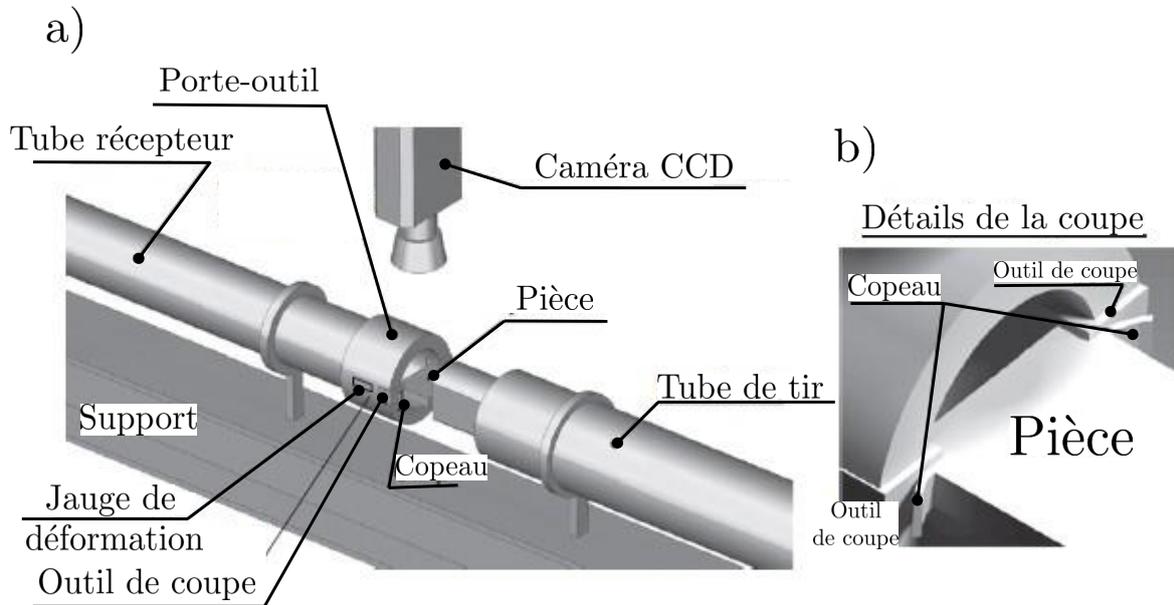


FIGURE 2.1 – a) Dispositif de la barre de Hopkinson instrumenté par une caméra rapide et b) détails de la coupe [Sutter and List, 2013].

et al., 2002] ont étudié les caractéristiques géométriques de la bande de cisaillement (largeur de la bande, espacement des bandes) ainsi que la fréquence de segmentation de l'alliage Ti-6Al-4V en fonction des conditions de coupe. Sur ce même dispositif, Sutter et al [Sutter et al., 2003b] ont mis en place une caméra CCD permettant d'accéder à la zone de coupe dans le but de mesurer les champs de température durant l'essai de coupe orthogonale sur l'acier 42CrMo4. Ce type de banc permet d'atteindre des vitesses de coupe élevées. Par contre, la mise en place des systèmes optiques d'imagerie rapide est complexe et certains auteurs ont recouru à des miroirs réfléchissants pour réfléchir le rayonnement émi par la zone de coupe vers le capteur de la caméra.

En 2014, Pottier et al [Pottier et al., 2014] ont utilisé une raboteuse (figure 2.2) pour conduire des essais de coupe orthogonale instrumentée sur l'alliage de titane Ti-6Al-4V. De même pour List et al [List, 2004], la raboteuse est utilisée pour des essais sur un alliage d'aluminium AA2024-T351. La pièce est lancée en translation devant un outil de coupe maintenu fixe. L'essai était mené avec une vitesse de coupe égale à 6m/min. Cette raboteuse permet d'atteindre une vitesse de coupe maximale de 60m/min. Cependant, la fréquence d'acquisition par caméra rapide reste limitée. Ceci ne permet pas de suivre les différentes phases de formation d'un segment de copeau à des vitesses de coupe élevées. En outre, une vitesse de coupe élevée impose une

intensification de la puissance lumineuse perçue par la région d'intérêt.

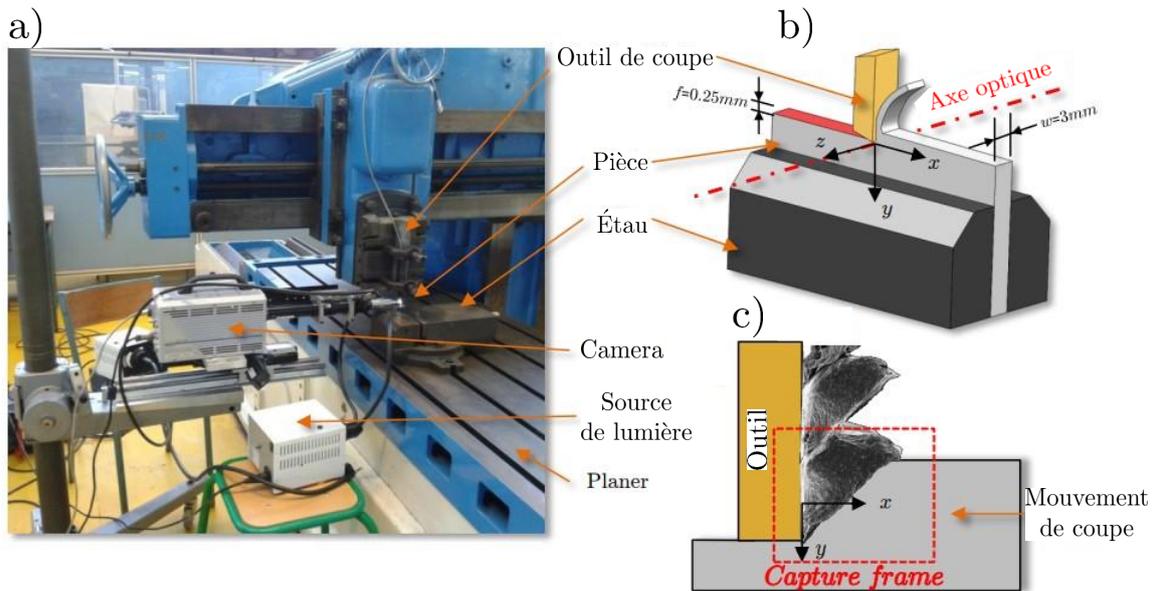


FIGURE 2.2 – a) Raboteuse utilisée pour des essais de coupe orthogonale instrumentés par une caméra rapide ; b) représentation schématique de la coupe orthogonale et du système d'axes et c) représentation 2D et la région d'intérêt filmée par la caméra rapide [Pottier et al., 2014].

Guo et al [Guo et al., 2015] ont conçu un montage spécial sur une machine de traction/compression (figure 2.3) permettant de réaliser des essais de coupe orthogonale instrumentée. Ce montage se compose d'un bloc matrice et d'un couvercle avec une fenêtre en bloc de verre permettant l'accès à la zone de coupe pendant l'essai. Ce bloc de verre permet aussi d'appliquer une précontrainte et limite donc le mouvement hors plan du copeau qui peut induire des images floues. La pièce est mise dans un canal vertical tandis que l'outil de coupe est mis dans un canal horizontal. Les essais sont réalisés sur du laiton à une faible vitesse de coupe égale à 0,06m/min. Même si l'auteur ne le mentionne pas, ce montage ne peut pas être utilisé pour des essais de coupe orthogonale avec des vitesses proches de celles utilisées en industrie. En effet, une machine de traction/compression est toujours limitée en terme de vitesse de translation. De plus, la rigidité de ce montage spécial peut être mise en question à l'égard des alliages métalliques difficiles à faible usinabilité.

Récemment, Blanchet et al [Blanchet, 2015] ont réalisé un montage de coupe orthogonale en utilisant la structure d'une fraiseuse conventionnelle (figure 2.4). Ce banc permet d'atteindre une vitesse de coupe de 120m/min. La translation de l'étau (sur lequel est fixé l'échantillon) à une vitesse donnée est obtenue par l'intermédiaire d'un module à vis à bille de pas 40mm muni d'un moteur Parker. Les deux sont fixés sur la table de la fraiseuse. Le porte-outil est fixé sur un dynamomètre 6 composantes de type Kistler 9257B. Ce dynamomètre est lui-même fixé sur le bâti de la fraiseuse par l'intermédiaire d'un caisson.

Ce banc a été utilisé par Harzallah et al [Harzallah, 2018] pour mener des essais de coupe orthogonale instrumentés sur l'alliage de titane Ti-6Al-4V. Leurs essais étaient limités à une vitesse

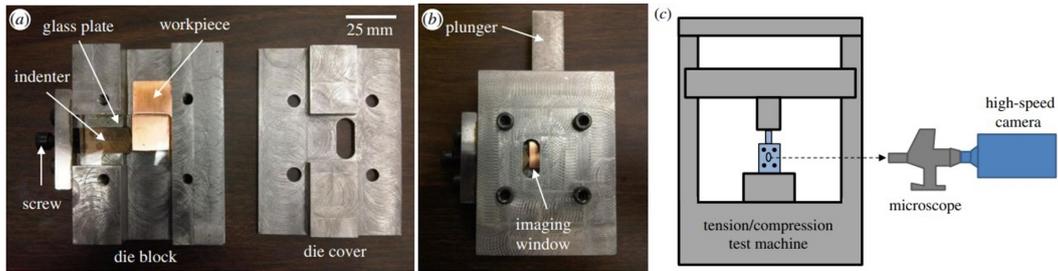


FIGURE 2.3 – Montage spécial conçu par Guo et al [Guo et al., 2015] pour permettre des essais de coupe orthogonale instrumentée sur une machine de traction/compression.

de coupe de 15m/min à cause de la faible fréquence d'acquisition de la caméra rapide Fastcam SA3.

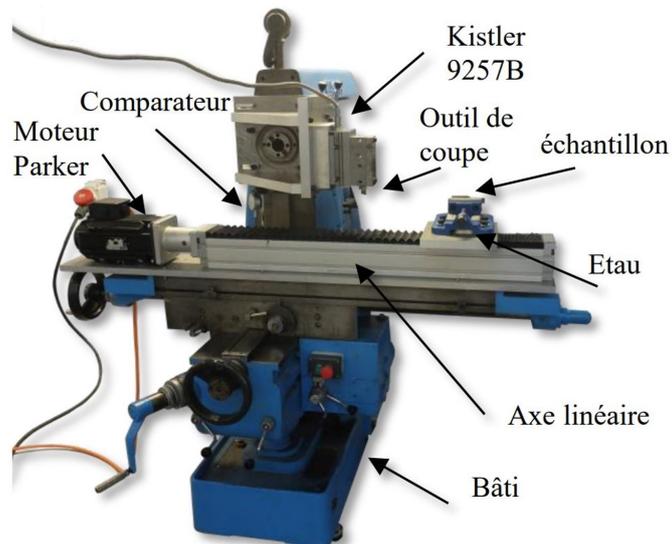


FIGURE 2.4 – Banc de coupe orthogonale développé par Blanchet et al [Blanchet, 2015].

Baizeau et al [Baizeau, 2016] ont développé un montage de coupe orthogonale (figure 2.5). Ce montage est utilisé pour la mesure des champs cinématiques ayant servis pour la prédiction de l'intégrité de surface en coupe de l'acier 100CrMo7.

Il est conçu et mise en place sur une fraiseuse à commande numérique. Un caisson est monté sur la broche, sur lequel est fixé un porte-outil. Pour ces essais, l'outil de coupe est lancé en translation devant la pièce qui est maintenue fixe. La pièce est fixée au moyen d'un étau monté sur le dynamomètre (en vert dans la figure 2.5). L'ensemble est fixé sur une rehausse (en violet dans la figure 2.5) pour que la pièce soit à une hauteur aux alentours de l'altitude de l'axe optique de la caméra. Ce banc permet d'atteindre des vitesses de coupe égale à 90m/min. Pour permettre le réglage de la position de l'axe optique ainsi que la netteté des images, des composants de réglage micrométrique sont utilisés.

Ce montage était conçu essentiellement pour la mesure des champs des déformations subis par la matière située sous la surface usinée. La pièce était fixe et cela a contribué à l'obtention

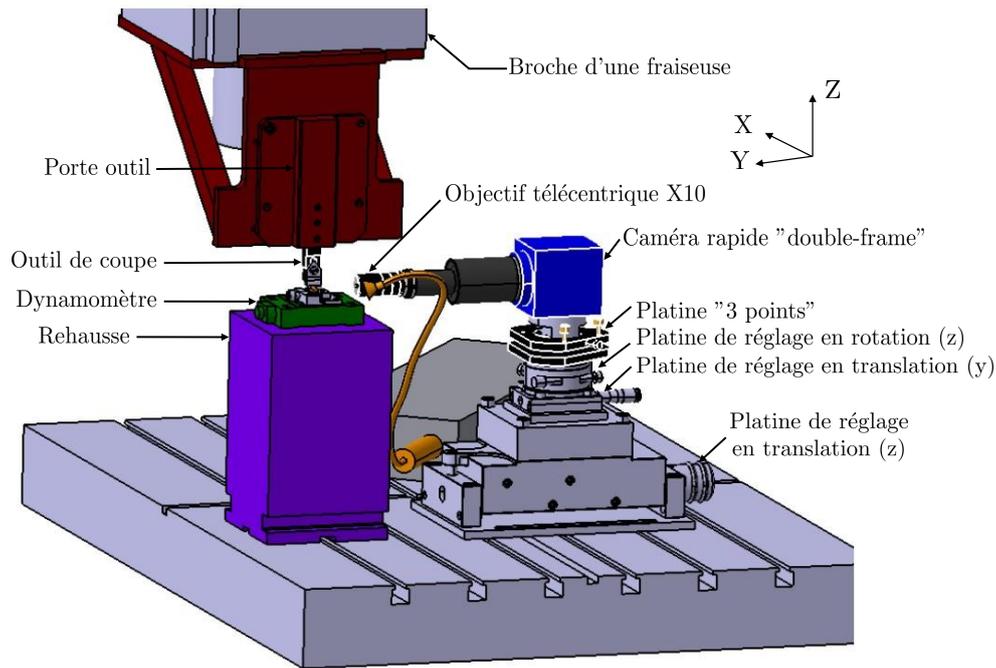


FIGURE 2.5 – Montage de coupe orthogonale et système optique d'imagerie rapide développés par Baizeau et al [Baizeau, 2016] pour l'étude de l'intégrité de surface en coupe de l'acier 100CrMo7.

des images fortement résolues. Ainsi, ce montage est bien adapté pour l'étude de l'intégrité de surface. Par contre, il ne permet pas de suivre la formation des copeaux pendant toute l'opération de coupe étant donnée que la zone de coupe n'est pas fixe dans l'espace.

### 2.2.2 Par mouvement de rotation

Dinc et al [Dinc et al., 2008] ont fait intégrer une caméra thermique sur une fraiseuse à commande numérique adaptée pour faire des essais de coupe orthogonale instrumentée. La caméra thermique est protégée par une enceinte. Pour ces essais, l'auteur s'intéresse à mesurer le champ de température sur la face latérale de la plaquette durant la coupe de deux alliages : Al7075 et AISI 1050. Les résultats expérimentaux ont permis de valider un modèle de prédiction de la température utilisant la méthode des différences finies.

Un montage expérimental (figure 2.7) est conçu par Cooke et al [Cooke, 2008] pour la mesure des champs thermiques en coupe orthogonale des aciers AISI 1045 et 4140. Une pièce sous forme de tube est montée sur la broche d'une machine à commande numérique de type Makino. Un système optique avec une caméra thermique est placé devant l'outil de coupe maintenu fixe. La rotation de la broche à 7705 tr/min a permis d'atteindre une vitesse de coupe égale à 605m/min. Une avance maximale de 145 $\mu$ m est utilisée dans ces essais instrumentés. La fréquence d'acquisition de la caméra thermique est fixée à 500 images/s. L'auteur suppose un état de coupe stable et ne s'intéresse pas à l'évolution temporelle de la température pendant la formation de copeau. En effet, il néglige le régime transitoire et considère que le champ des températures

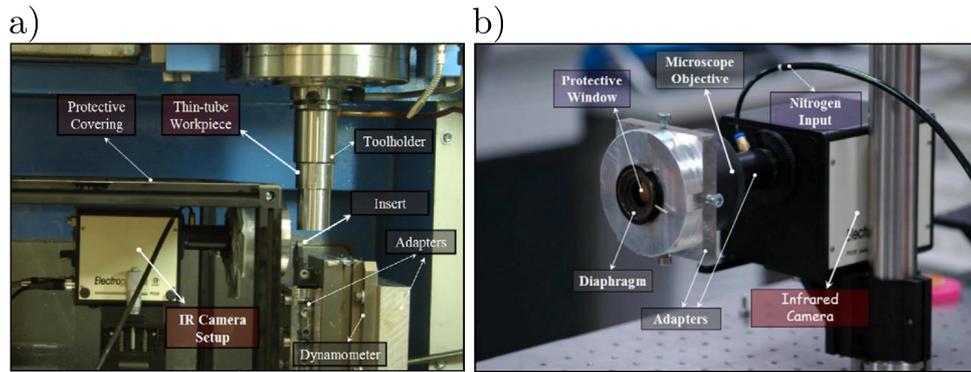


FIGURE 2.6 – a) Montage de coupe orthogonale conçu sur fraiseuse et b) système optique d'imagerie rapide pour la mesure des champs thermiques [Dinc et al., 2008].

est stable. Même si ce montage a permis d'atteindre une vitesse de coupe de 605m/min, la fréquence d'acquisition est très faible pour suivre l'évolution temporelle de la température.

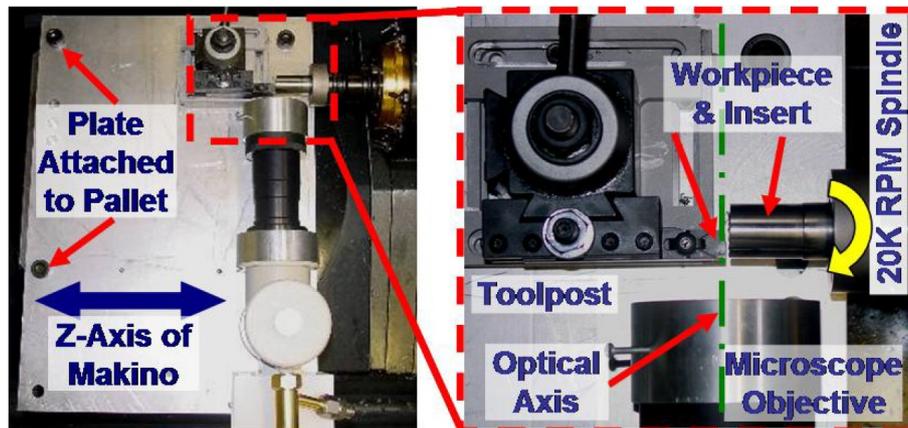


FIGURE 2.7 – Montage expérimental pour la mesure des champs thermiques en coupe des aciers AISI 1045 et 4140 [Cooke, 2008].

Bouchnak et al [Bouchnak, 2010] ont mis en place deux caméras CCD sur un tour à broche horizontale de type RAMO RVS modèle 1983. Un montage spécial (figure 2.8) est conçu pour la fixation des caméras, filtres et objectifs permettant de filmer la zone de coupe. Des filtres proches infrarouges, dont la longueur d'onde transmise est comprise entre  $0,8\mu\text{m}$  et  $1,1\mu\text{m}$ , sont placés entre l'objectif et la caméra. Ce montage a permis d'accéder à la fois à la zone de coupe et à la zone de contact outil-copeau. Néanmoins, la faible résolution spatiale des températures mesurées ne permet pas de révéler les gradients de température à une échelle locale.

Afin de filmer la zone de contact outil-copeau, un centre de tournage Genymab 900 a été utilisé par Barelli et al [Barelli, 2016] pour mener des essais de coupe orthogonale sur un alliage de titane Ti-6Al-4V. La pièce est sous forme de tube avec une épaisseur de 1mm. Un système optique utilisant une caméra rapide de type Fastcam SA1 (figure 2.9) est utilisé pour la mesure des longueurs de contact outil-copeau. La vitesse de coupe maximale atteinte pour ce type d'essais est égale à 80m/min.

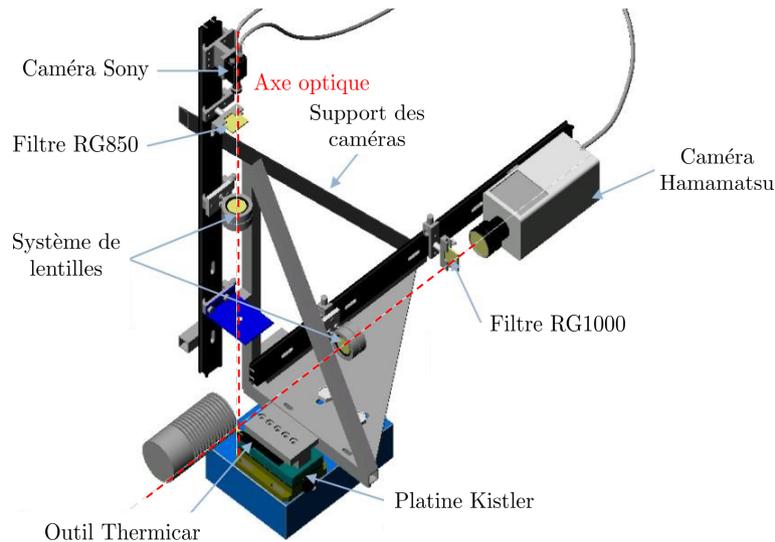


FIGURE 2.8 – Montage expérimental pour la mesure des champs thermiques en coupe des alliages Ti555-3 et Ti-6Al-4V [Bouchnak, 2010]

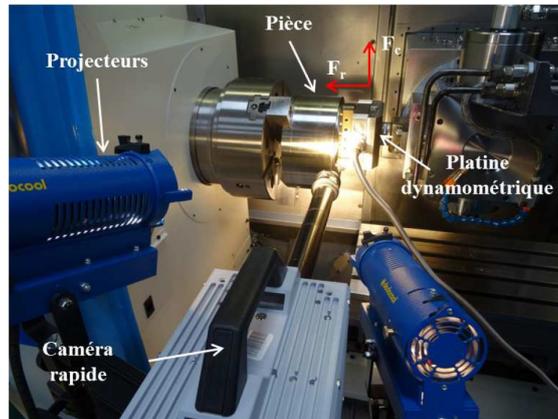


FIGURE 2.9 – Montage expérimental pour la mesure des longueurs de contact outil-copeau en coupe de l'alliage de titane Ti-6Al-4V [Barelli, 2016]

### 2.2.3 Conclusion intermédiaire

Différents montages expérimentaux sont mis en œuvre afin de permettre des essais de coupe orthogonale instrumentés. Le tableau 2.1 résume les travaux de recherche adoptant un montage de coupe orthogonale instrumenté par des caméras d'imagerie rapide. Ces montages diffèrent donc selon le mouvement de coupe et ce par rotation ou translation. La vitesse de coupe maximale ainsi que le matériau étudié sont également donnés par le tableau 2.1.

Les montages de coupe par mouvement de rotation utilisés pour des essais de coupe orthogonale instrumentée peuvent atteindre des vitesses de coupe relativement élevées [Barelli, 2016, Zhang et al., 2020, Yang et al., 2021]. Les pièces utilisées sont généralement sous forme de tube ou disque. Pour un disque et afin d'assurer une vitesse de coupe constante, la vitesse d'avance devrait être pilotée en fonction de la vitesse de rotation du mandrin et du diamètre du disque. Cependant, pour la mesure des champs cinématiques, ce type des montages pose des

TABLE 2.1 – Liste des travaux de recherche utilisant un montage de coupe orthogonale.

Référence	Matériau	Vitesse de coupe maximale (m/min)	Mvt
[Childs, 1971]	Laiton	$0,254 \cdot 10^{-3}$	R
[List, 2004]	AA2024-T351	60	T
[Pottier et al., 2014]	Ti-6Al-4V	6	T
[Sutter, 2005]	C18	3600	T
[List et al., 2013]	AISI 1018	1020	T
[Lee et al., 2006]	Cuivre	0.6	T
[Cooke, 2008]	AISI 1045 et 4140	605	R
[Pujana et al., 2008]	42CrMo4	300	R
[Ghadbeigi et al., 2008]	AA5182	2.4	T
[Hijazi and Madhavan, 2008]	AISI 1045	200	R
[Ebenezer et al., 2009]	AA6061-T6	0.6	T
[Arriola et al., 2011]	42CD4+	30	R
[Guo et al., 2012]	Ti-Mg	0.6	T
[Moulart et al., 2015]	Fonte GS	36	T
[Guo et al., 2015]	Cuivre	0.06	T
[Barelli, 2016]	Ti-6Al-4V	80	R
[Baizeau et al., 2017]	AW7020-T6	90	T
[Blanchet, 2015]	CFRP	120	T
[Zeram dini, 2018]	Ti-6Al-4V et Ti54M	15 limite de la caméra)	T
[Harzallah et al., 2018]	Ti-6Al-4V	15	T
[Davis et al., 2018]	ECAE-processed Ti bars	30	R
[Zhang et al., 2016]	7075-T651	0.5	T
[Zhang et al., 2018]	Al6061-T4	0.1	T
[Zhang et al., 2019]	Alliage Nicke-Aluminium-Bronze (NAB)	150	T
[Zhang et al., 2020]	AA7075-T6	300	R
[Yang et al., 2021]	AA7075-T6	150	R
[Thimm et al., 2019]	AISI 1045	160	T

difficultés liées à l'encombrement et l'ajustement des systèmes optiques. La zone de coupe n'est pas fixe dans l'espace et elle change avec l'avance de l'outil. De plus, les vibrations induites par la rotation du mandrin ou de la broche font amplifier le bruit et par conséquent affectent le niveau de précision des grandeurs mesurées. De ce fait apparaît l'importance et la nécessité des bancs linéaires [List, 2004, Sutter, 2005, Lee et al., 2006, Ghadbeigi et al., 2008, Blanchet, 2015, Moulart et al., 2015, Thimm et al., 2021] dans un contexte de mesure des champs cinématiques ou thermiques en coupe orthogonale. En effet, ils permettent de réduire l'encombrement ainsi que le niveau des vibrations. De plus, avec un outil coupant maintenu fixe, l'ajustement du système optique paraît moins complexe dans le cas où la zone de coupe fixe dans l'espace.

Seuls Baizeau et al [Baizeau et al., 2017] ont opté pour un mouvement de coupe par translation de l'outil coupant. Ceci s'explique par le fait que l'auteur s'intéresse à l'étude de l'intégrité de surface. Ainsi, avec une pièce maintenue fixe, l'ajustement du système optique par rapport au bas de la pièce (sous la surface usinée) a contribué à l'obtention d'images fortement résolues. Dans le cadre de cette étude, un nouveau banc expérimental est conçu afin de permettre des essais de coupe orthogonale instrumentée et la mesure des champs cinématiques et thermiques au sein de la zone de coupe. La compréhension des mécanismes de formation des copeaux à une échelle locale à travers des données quantitatives (champs des déformations et de température) peut contribuer à l'amélioration ou/et validation des modèles de simulation numérique de la coupe.

Des exigences techniques de conception de ce nouveau banc sont définies :

- Ce banc doit assurer un mouvement de coupe par translation de la pièce usinée. Ceci permet de fixer la zone de coupe dans l'espace et par conséquent facilite l'ajustement du système optique.
- Il doit assurer le moindre encombrement afin de pouvoir placer des systèmes optiques d'imagerie rapide.
- Il doit garantir des niveaux de vibrations faibles afin d'assurer une grande précision lors de la mesure des grandeurs cinématiques et thermiques en coupe orthogonale.
- Il doit assurer une haute rigidité en coupe des alliages à faible usinabilité comme les alliages de titane et d'inconel.
- Il doit atteindre des vitesses de coupe proches de celles utilisées en industrie pour l'usinage des alliages à faible usinabilité.

Dans le but d'assurer une grande précision lors de la mesure des grandeurs cinématiques et thermiques, la contrainte imposée en terme de rigidité exige la connaissance au préalable des niveaux d'efforts maximaux à supporter par le banc ainsi que le déplacement autorisé. Pour cela, une recherche bibliographique portée sur les niveaux d'efforts de coupe mesurés lors de l'usinage des alliages de titane et d'Inconel est faite. Les figures 2.10 et 2.11 donnent les niveaux des forces de coupe mesurés en fonction des conditions opératoires. Dans le contexte de la mesure des champs en coupe orthogonale, les vitesses de coupe sont généralement faibles et inférieures à 30m/min [Davis et al., 2018]. De plus, certains auteurs font remplir la fenêtre d'observation en augmentant l'avance [Pottier et al., 2014, Harzallah, 2018]. Ceci génère des efforts de coupe élevés.

Dans cette plage des conditions opératoires (vitesses de coupe inférieures à 30m/min et avance autour de 0,25mm), l'ordre de grandeur des forces de coupe mesurées lors de l'usinage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V équivaut à 2000N (figure 2.10). Par contre, un manque de données bibliographiques est constaté dans le cas de l'usinage de l'Inconel718 (figure 2.11).

La section suivante présente la conception du banc ainsi que ses caractéristiques techniques.

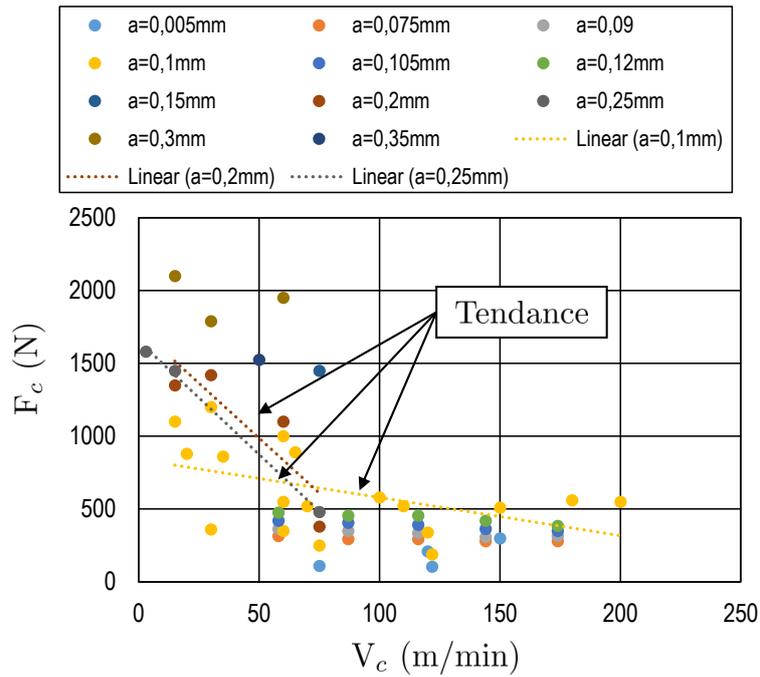


FIGURE 2.10 – Niveaux des efforts de coupe mesurés lors de l'usinage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V. Données prises des travaux faits par [Hua and Shivpuri, 2004, Nouari et al., 2008, Calamaz et al., 2008, Sima and Özel, 2010, Fang and Wu, 2009, Karpas, 2011, Nouari and Makich, 2013, Rotella and Umbrello, 2014, Wang et al., 2015b, Harzallah et al., 2017]

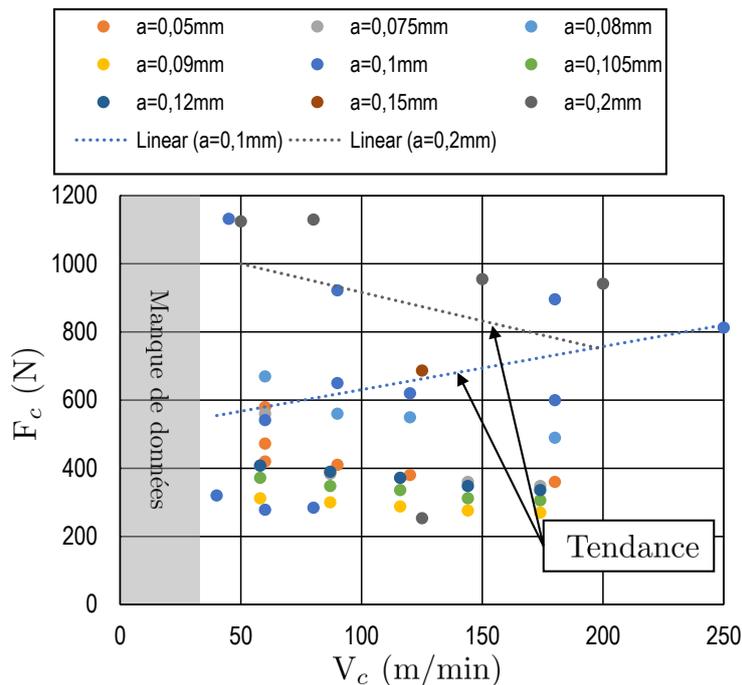


FIGURE 2.11 – Niveaux des efforts de coupe mesurés lors de l'usinage de l'alliage d'Inconel718. Données prises des travaux faits par [Soo et al., 2004, Nalbant et al., 2007, Lorentzon et al., 2009, Pawade et al., 2009, Fang and Wu, 2009, Le Coz, 2012, Jafarian et al., 2014, Díaz-Álvarez et al., 2017]

## 2.3 Nouveau banc de coupe orthogonale et de frottement

Ce banc est conçu pour permettre essentiellement des essais de coupe orthogonale instrumentée. Il devra pouvoir être également utilisé pour des essais de frottement en configuration de contact plan-plan ou cylindre-plan. L'objectif serait d'identifier des nouvelles lois de frottement représentatives des phénomènes tribologiques ayant lieu à l'interface outil-copeau.

Le banc sera utilisé pour réaliser des essais sur des pièces amagnétiques de forme rectangulaire dont les dimensions initialement prévues sont données dans le tableau suivant.

TABLE 2.2 – Dimensions initialement prévues des pièces à utiliser en configuration de coupe et de frottement.

Type d'essai	Longueur (mm)	Largeur (mm)	Epaisseur (mm)	Volume (m <sup>3</sup> )
Coupe	100	60	3	18
Frottement	400	60	50	1200

Les sections suivantes présentent la conception ainsi que les caractéristiques techniques du banc.

### 2.3.1 Conception du banc

#### Axe X du banc :

L'axe X du banc (figure 2.12) est l'axe de translation de la pièce. Il est muni d'un moteur linéaire (1 et 2) permettant le déplacement de la table (7). Le guidage linéaire est assuré par l'ensemble [rail (3), patin(4)]. Le tout est monté sur un châssis (0) en acier de conception mécanosoudée. Deux amortisseurs (5 et 6), comme donnée dans la figure 2.12, sont placés en début et en fin de course. Afin de protéger le composant secondaire du moteur linéaire, à savoir, les aimants permanents (2), une bande de protection est enroulée. L'ajustement de la tension de cette bande se fait par le biais des rouleaux tendeurs (8).

#### Axes Y et Z du banc :

Les axes Y et Z (figure 2.13) sont chacun munis d'un ensemble [servomoteur (1), vis à billes (4)] permettant la conversion d'un mouvement de rotation en translation. Le guidage linéaire est assuré par un ensemble [rail (2), patin] de même type que ceux de l'axe X. La translation du chariot Y (6) permet de centrer l'outil de coupe par rapport à l'épaisseur de la pièce. La translation du chariot Z (5) permet la prise de l'avance. Comme illustré dans la figure 2.13, 3 différentes positions (P-1, P0 et P+1) de l'ensemble [dynamomètre (7), porte-outil (8), outil de coupe (9)] sur le chariot (6) sont possibles. Ceci est dans le but de réduire l'encombrement lors de la mise en place des systèmes optiques d'imagerie rapide.

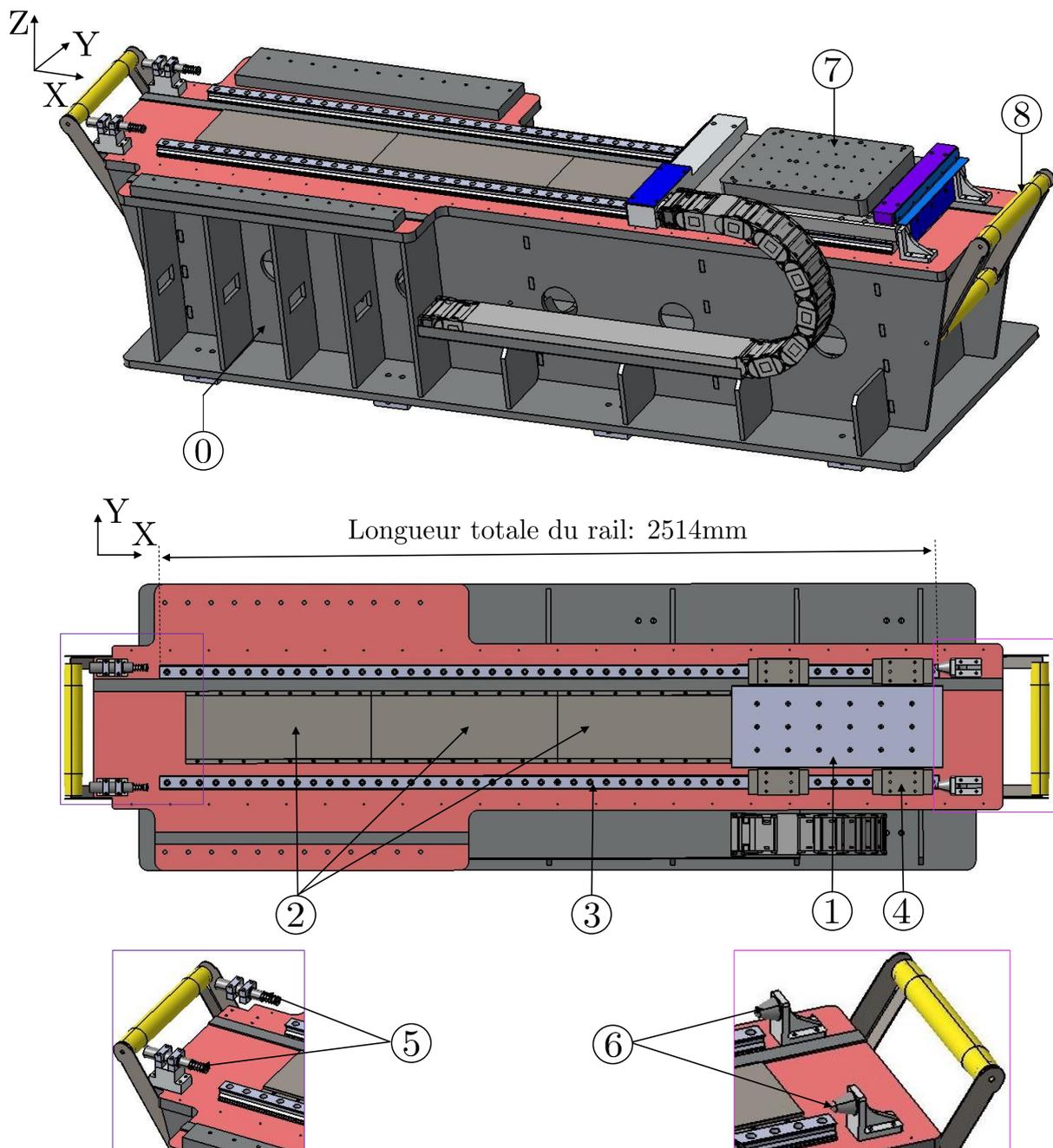


FIGURE 2.12 – Détails de l'axe X du nouveau banc.

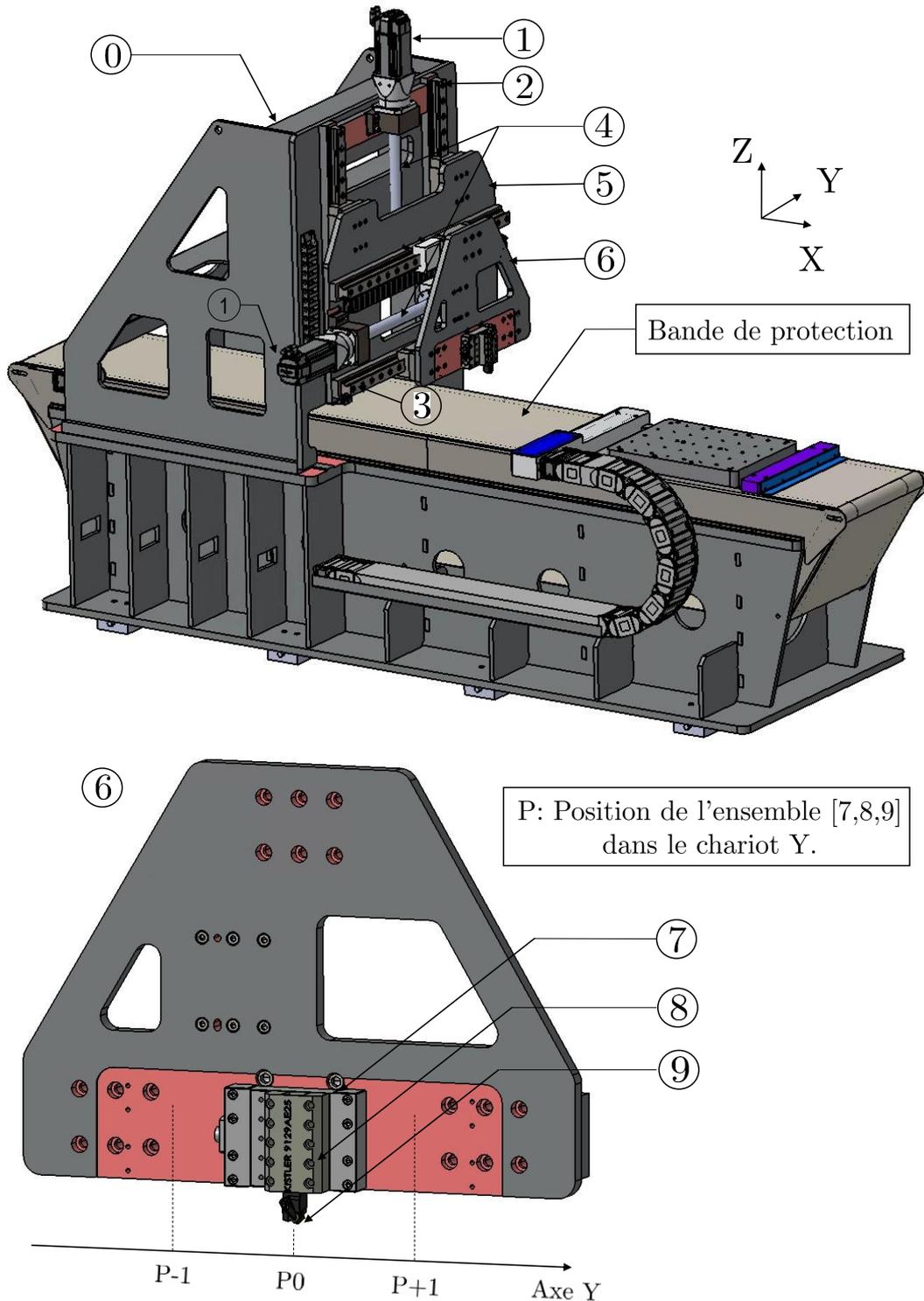


FIGURE 2.13 – Vue de l'ensemble du nouveau banc en particulier les axes Y et Z.

### 2.3.2 Caractéristiques techniques

#### Axe X du banc :

A vide, le moteur linéaire permet d'atteindre une vitesse maximale de 220m/min. Avec une forte accélération égale à  $95\text{m/s}^2$ , il peut atteindre la vitesse souhaitée sur une très faible course.

A des efforts maximaux (14250N pour le moteur linéaire choisi), il est limité à une vitesse de 170m/min. Les capacités théoriques (en négligeant la phase de régulation de vitesse pour respecter la consigne donnée) du moteur linéaire en terme de vitesses et accélération sont décrites dans la figure 2.14. A titre d'exemple, le temps mis pour atteindre la vitesse maximale de 220m/min est de 0,04s, ce qui est très faible.

Une succession de 4 aimants permanents est montée sur le châssis du banc permettant d'atteindre une course utile de 1704mm. Le guidage est assuré par des patins à rouleaux. Ils supportent des efforts de 132300N, des moments de torsion de 3270N.m et des moments longitudinaux de 2690N.m. Le tableau 2.3 résume les caractéristiques techniques de l'axe X du banc :

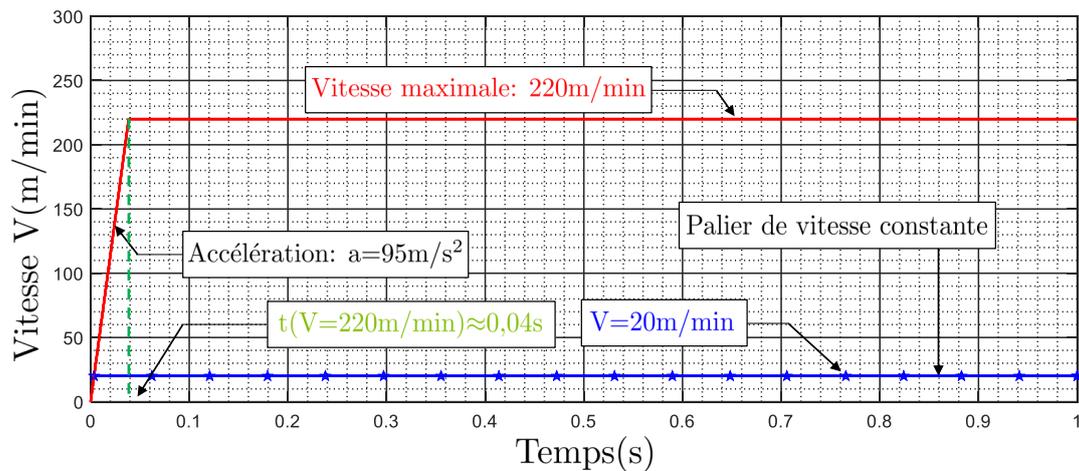


FIGURE 2.14 – Capacités théoriques du moteur linéaire en termes de vitesses et accélération.

TABLE 2.3 – Caractéristiques techniques de l'axe X.

Accélération (m/s <sup>2</sup> )	Vitesse maximale (m/min)	Effort maximal (N)	Vitesse maximale à un effort maximal (m/min)	Course utile (mm)
95	220	14250	170	1704

#### Axes Y et Z du banc :

Chacun des axes Y et Z est muni d'un servomoteur et d'une vis à billes de diamètre 40mm avec un pas de 5mm. La charge admissible de l'ensemble est de 29KN. La translation des chariots Y et Z est freinée à la mise hors tension du servomoteur. Les caractéristiques techniques de ces deux axes sont données dans le tableau 2.4.

Afin de pouvoir mesurer toutes les composantes du torseur effort [Laheurte, 2004, Cahuc et al., 2007, Cahuc et al., 2011], la platine dynamométrique 6 composantes est calibrée. La description de la procédure est donnée dans l'annexe A.

La mesure des 6 composantes d'effort seule ne peut pas contribuer à la compréhension des mécanismes de formation du copeau. La mesure des grandeurs cinématique et thermique à l'échelle

TABLE 2.4 – Caractéristiques techniques des axes Y et Z.

Axe	Accélération (rad/s <sup>2</sup> )	Effort maximal (N)	Course utile (mm)
Y	140	28400	320
Z	140	26000	320

de la zone de coupe sont nécessaires pour mieux appréhender les phénomènes physiques mis en jeu lors de la formation de copeau. Dans le cadre de ce travail, on s'intéresse à visualiser l'écoulement de la matière dans la zone de coupe ainsi qu'au suivi des différentes phases de formation d'un copeau par le biais d'un système optique d'imagerie rapide. Les images obtenues seront utilisées pour déterminer les champs cinématiques.

Dans les sections suivantes, nous présentons la conception de nouveaux systèmes optiques d'imagerie rapide dédiés pour la mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale.

Les contraintes imposées sont multiples et peuvent être résumées comme suit :

- **La taille submillimétrique de la zone de coupe.** La visualisation de cette zone nécessite un choix judicieux de l'objectif.
- **Le mouvement hors plan du copeau.** Ceci va induire des phénomènes de diffraction dans le cas où le mouvement hors plan dépasse la profondeur de champ. Par conséquent, ceci contribue à la dégradation de la qualité des images pouvant être inexploitable par la technique de corrélation d'images numériques.
- **Le rayonnement infrarouge.** Ce rayonnement (induit par l'échauffement de la matière) perçu par le capteur d'une caméra rapide conduit à l'amplification du bruit sur le signal. De même que pour le mouvement hors plan, cela stimule la dégradation de la qualité des images.
- **L'éclairage d'une zone submillimétrique.** Ceci nécessite un éclairage intense avec une répartition homogène de l'intensité lumineuse. Nous abordons, dans un premier temps, les problématiques d'éclairage. Des solutions optiques seront par la suite conçues et présentées en détail.

## 2.4 Systèmes optiques pour la mesure in-situ des champs cinématiques

### 2.4.1 Sources de lumière

Les sources de lumière utilisées en imagerie rapide se distinguent par : *i*) sources de lumière continue et *ii*) sources de lumière pulsée. Elles sont résumées dans le tableau 2.5. Les lampes halogènes sont souvent utilisées en imagerie rapide. Ces dernières offrent de la lumière conti-

nue. Cependant, leurs puissances sont de l'ordre de quelques centaines de Watt.

La multiplication des sources LEDs ainsi que le laser pulsé viennent remplacer les lampes halogènes. Le laser pulsé offre une grande puissance et un temps réduit d'inter-pulse permettant de réduire considérablement le temps "inter-frame" (exemple 120ns) [Hijazi and Madhavan, 2008, Baizeau et al., 2017] et d'atteindre des hautes fréquences d'acquisition (de l'ordre de quelques millions d'images par seconde).

TABLE 2.5 – Les différents types des sources de lumière [Fuller, 2009].

Source de lumière	Durée (s)
Lampes à filament de tungstène	Continu
Lampes à décharge	Continu
Lampes halogènes	Continu
Lampes flash	$0,5 \times 10^{-3}$ à $5 \times 10^{-3}$
Flash électronique	$10^{-3}$ à $10^{-6}$
Bombe à l'argon	$10^{-6}$ à $10^{-7}$
Étincelle électrique	$10^{-6}$ à $10^{-9}$
Flash en rayon X	$10^{-7}$ à $10^{-9}$
Laser pulsé	$10^{-6}$ à $10^{-12}$
Source lumineuse ultra-radiante	$10^{-9}$
LED	Continu ou $>5 \times 10^{-7}$

Les sources LEDs sont classées parmi les sources de lumière froide [Xing et al., 2017]. Elles permettent d'éviter un échauffement intense de la surface éclairée et de réduire le niveau de bruit induit par les radiations infrarouges. Quant aux sources laser, elles ont l'avantage d'être monochromatiques ce qui permet d'éviter les phénomènes de diffraction et d'aberrations chromatiques conduisant à la dégradation de la qualité de l'image.

Le laboratoire I2M possède une source de lumière avec une lampe halogène. Cette source génère de la lumière blanche (polychromatique) froide [List, 2004]. De plus, elle est équipée d'une bague comportant différents filtres permettant d'obtenir de la lumière monochromatique à partir de la lumière blanche. Cette source, renforcée par une source de lumière chaude haute puissance, était utilisée par [Calamaz et al., , Pottier et al., 2014] en imagerie rapide lors des essais de coupe orthogonale. Une source de lumière chaude va induire un échauffement de la surface éclairée. Étant donnée que l'exposition à la lumière de la zone filmée se fait sur un temps très court ( $\approx 24$ ms si la pièce translate à une vitesse de 3m/min.), la température atteinte pourra être supposée négligeable devant la température induite par l'essai de coupe orthogonale ( $>350^\circ\text{C}$ ), ce qui justifie son utilisation dans le contexte de mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale [Pottier et al., 2014].

Notons que pour l'éclairage d'une zone submillimétrique, la répartition de l'intensité lumineuse par unité de surface a autant d'importance que la puissance de la source de lumière. En effet, pour une puissance donnée, l'intensité lumineuse par unité de surface va dépendre de la direc-

tion des faisceaux de lumière en sortie de la conduite (diffusée, collimatée, focalisée) et de son emplacement par rapport à l'axe optique (extérieur ou coaxial).

### 2.4.1.1 Problématiques d'éclairage

Les problématiques d'éclairage d'une zone submillimétrique sont traitées à travers des concepts qui mettent en évidence l'importance à accorder à la direction des faisceaux de lumière en sortie de la conduite ainsi que la nature de la lumière (monochromatique ou polychromatique). De ce fait, 3 différents points sont abordés.

- **Répartition de l'intensité lumineuse**

Le risque d'apparition des zones sous-exposées à la lumière est l'une des problématiques liées à l'éclairage d'une zone submillimétrique. Cette problématique est due à une non-uniformité de la répartition de la lumière obtenue avec de la lumière diffusée (figure 2.15 et 2.16). En effet, la diminution de l'intensité lumineuse avec le rayon  $R$  conduira à l'apparition des zones sous-exposées à la lumière. Afin d'éviter le risque d'apparition de ces zones, la lumière coaxiale collimatée (figure 2.17) est fortement recommandée. Elle permet d'assurer une uniformité de la répartition de l'intensité lumineuse.

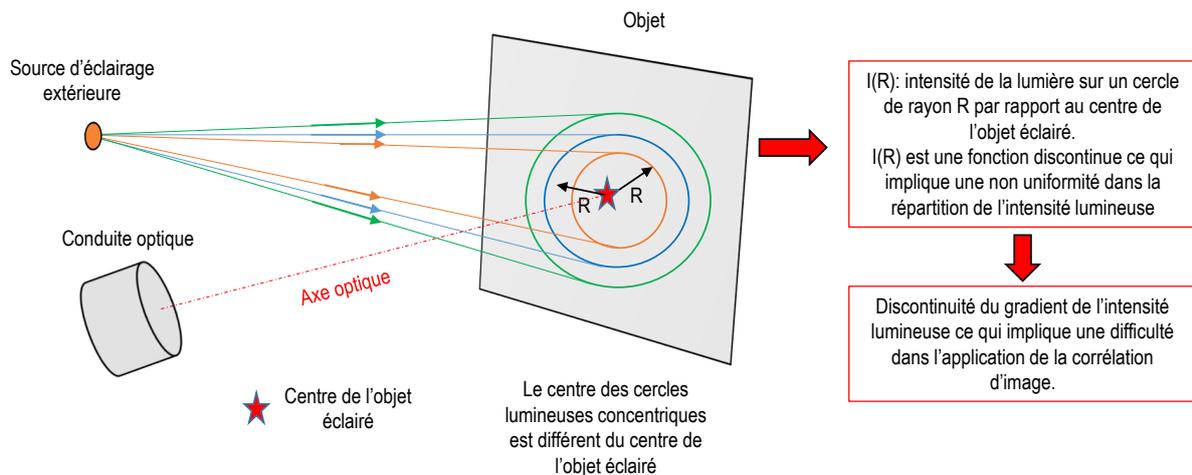


FIGURE 2.15 – Répartition de l'intensité lumineuse dans le cas d'une source de lumière diffusée placée à l'extérieur.

- **Planéité de la surface éclairée**

En coupe orthogonale, on suppose généralement un état de déformation plane. Cependant, pour la mesure in-situ des champs cinématiques, une attention particulière devrait être accordée à la déformation de la matière suivant l'axe perpendiculaire à la surface observée. En effet, cette composante de déformation implique une perte de la planéité de la surface et une possible diminution des faisceaux de lumière retournés suivant l'axe optique (figure 2.18). Ceci se traduit par l'apparition des zones noires sur l'image. Ces dernières pourraient être moins prononcées en utilisant de la lumière coaxiale (figure 2.19).

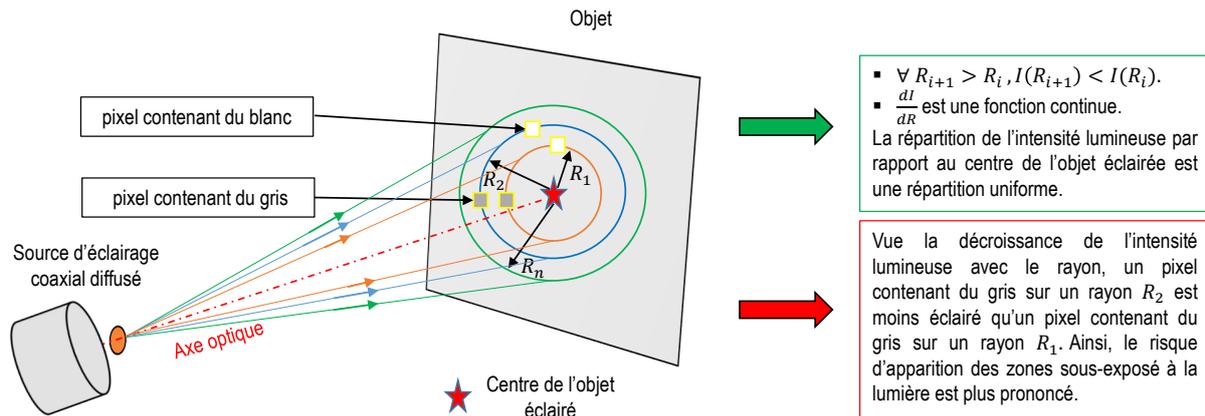


FIGURE 2.16 – Répartition de l'intensité lumineuse dans le cas d'une source de lumière coaxiale diffusée.

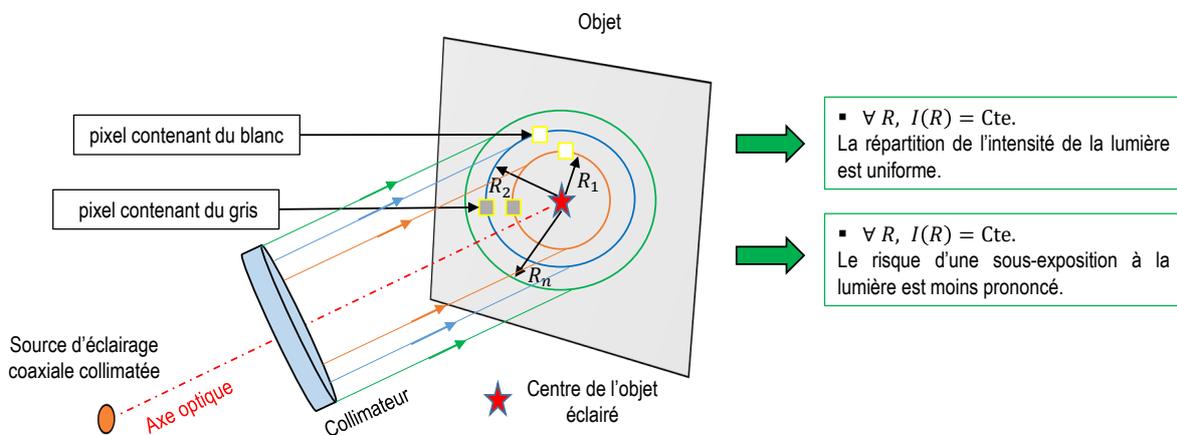


FIGURE 2.17 – Répartition de l'intensité lumineuse dans le cas d'une source de lumière coaxiale collimatée.

### • Nature de la lumière

Afin d'éviter les phénomènes de diffractions et d'aberrations chromatiques, la lumière devrait être monochromatique. En effet, avec une lumière polychromatique, la diffraction conduit à une superposition de tous les rayons colorés du visible, ce qui fait induire une dégradation de la qualité de l'image. Quant à l'aberration chromatique, elle résulte de la dépendance de l'indice de réfraction du matériau de la lentille, de la longueur d'onde de la lumière qui le traverse. Cependant, une lumière monochromatique est moins puissante comparée à une lumière polychromatique.

#### 2.4.1.2 Solutions optiques d'éclairage

En imagerie rapide, les faisceaux de lumière sont généralement acheminés via des conduites en fibre optique (figure 2.20). Afin de maximiser l'intensité lumineuse perçue par une zone sub-millimétrique, la fibre optique devrait être placée proche de la surface observée. Cependant, les objectifs à fort grossissement ( $>10$ ) nécessitent d'être placés à une distance de quelques di-

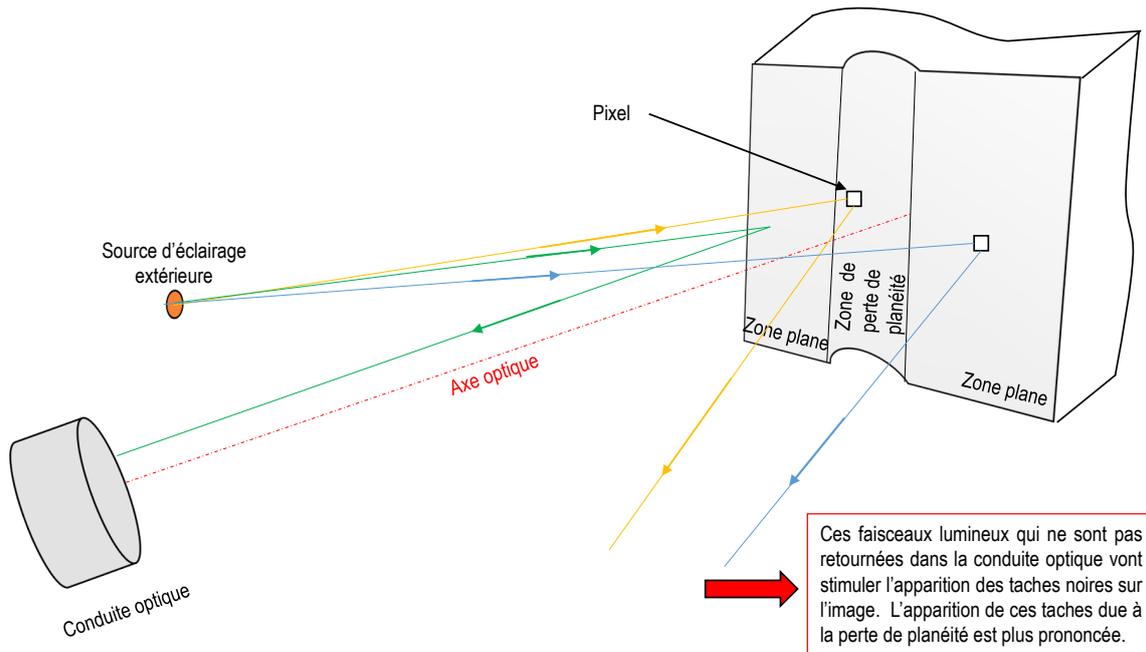


FIGURE 2.18 – Effet de la planéité de surface dans le cas d'une source de lumière placée à l'extérieur.

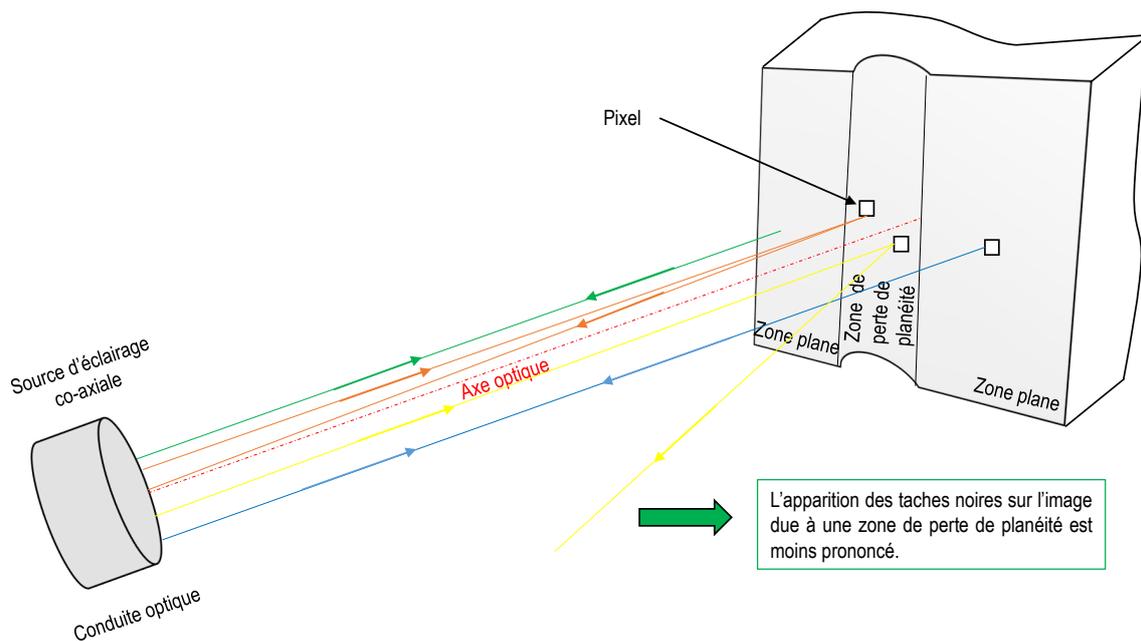


FIGURE 2.19 – Effet de la planéité de surface dans le cas d'une source de lumière coaxiale.

zaines de millimètres de la surface observée, ce qui pose un problème d'encombrement. Seuls les microscopes longues distances (exemple Questar QM100) peuvent s'affranchir de cette problématique d'encombrement. Néanmoins, une étude menée par Pottier et al [Pottier, 2013] a fait écarter l'utilisation du Questar QM100 dans le contexte de mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale en raison de sa faible résolution spatiale.

Ainsi, des solutions optiques permettant d'obtenir de la lumière collimatée, focalisée ainsi

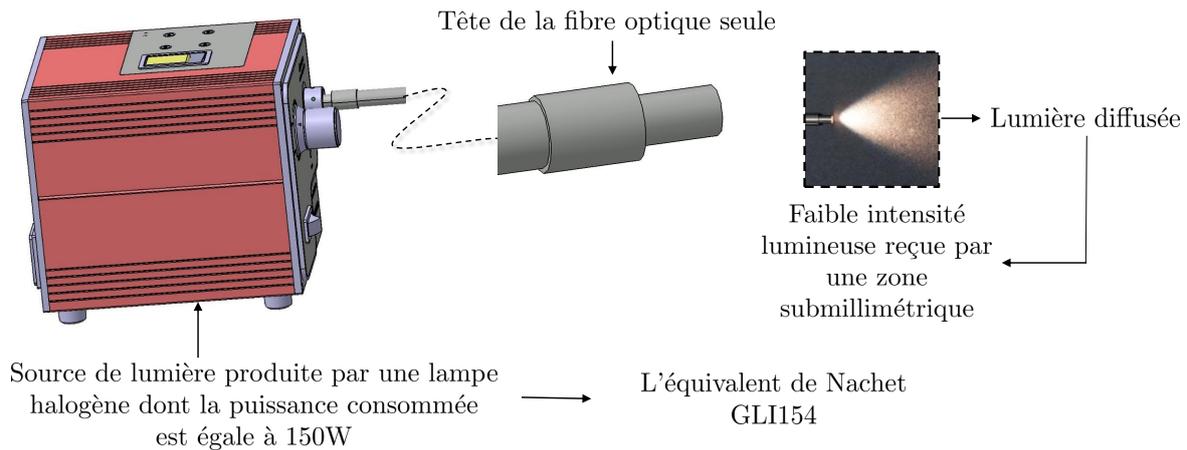


FIGURE 2.20 – Source de lumière munie d'une fibre optique.

que coaxiale collimatée (figure 2.17 et 2.19) sont spécifiquement conçues pour être utilisées dans le contexte de mesure des champs cinématiques à une échelle locale.

### Lumière collimatée

La sortie de la fibre optique est placée dans un tube collimateur (figure 2.21.a) contenant une lentille plano-convexe (figure 2.21.c) permettant d'obtenir de la lumière collimatée à partir d'une lumière diffusée (figure 2.21.d). Elle assure une transmission supérieure à 90% (figure 2.22.a) sur une plage des longueurs d'onde allant de 350nm à 1000nm comprises dans la plage de fonctionnement d'une caméra rapide (la plupart de 400nm à 1000nm). Cependant, une caméra rapide a généralement une faible réponse spectrale sur une plage des longueurs d'onde pouvant aller de 700 à 1000nm. Afin de compenser cette faible réponse spectrale, la lentille plano-convexe est choisie avec un revêtement anti-reflet sur [650..1050nm] permettant de réduire les pertes (induites par réflexion des faisceaux de lumière) à 0,5% (figure 2.22.b).

### Lumière focalisée

Dans ce cas, la sortie de la fibre optique sera placée dans un tube focalisateur (figure 2.23.a) contenant deux lentilles plano-convexes placées en opposées (figure 2.23.c). Ces lentilles sont identiques à celles utilisées avec un tube collimateur. Cette solution permet d'obtenir de la lumière focalisée à partir d'une lumière diffusée (figure 2.23.d). Ainsi, à une distance recommandée (20mm), on maximise l'intensité de lumière par unité de surface.

Ces deux solutions seront utilisées avec un système optique utilisant de l'éclairage placé à l'extérieur. Un réglage de l'angle d'incidence de la lumière devrait se faire manuellement. Ainsi, une conduite en fibre optique semi-rigide est choisie.

Cependant, le réglage manuel paraît une tâche complexe. De plus, ces deux solutions optiques d'éclairage ne permettent pas de révéler la microstructure du matériau qui pourrait être considérée comme mouchetis naturel. Ainsi, une troisième solution optique permettant de générer de la lumière coaxiale collimatée est développée. Cette solution serait, par la suite, intégrée dans un système optique muni d'un miroir semi-réfléchissant placé dans un cube séparateur. Notons

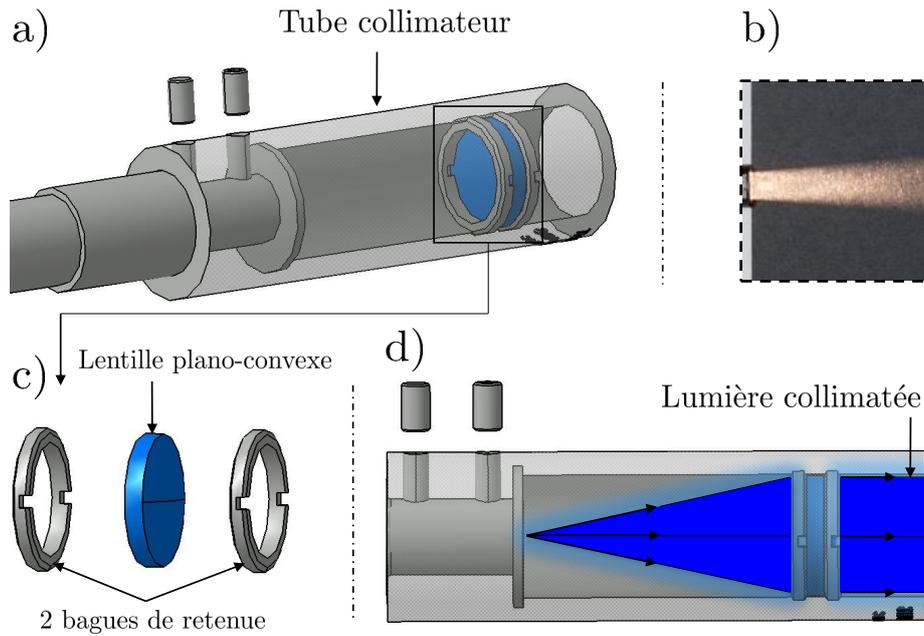


FIGURE 2.21 – a) Tube collimateur ; b) lumière collimatée observée sur un fond noir ; c) ensemble [lentille plano-convexe, bagues de retenue] et d) d'une lumière diffusée à une lumière collimatée.

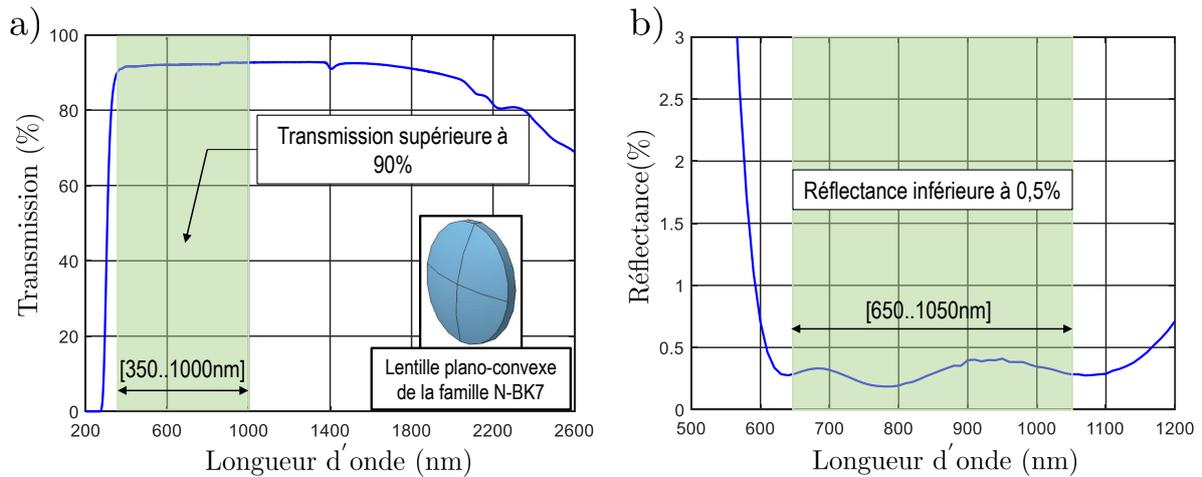


FIGURE 2.22 – a) Pourcentage de transmission d'une lentille plano-convexe non-revêtue et b) de réflectance de la lentille plano-convexe ayant un revêtement anti-reflet sur [650..1050nm].

que le choix de l'ensemble [système optique, solution d'éclairage] va dépendre du matériau de la pièce, nature de la préparation de surface (polissage grossier, polissage suivi d'une attaque chimique, etc.) ainsi que sa réflectance.

### Lumière coaxiale collimatée

Cette solution est illustrée dans la figure 2.24. Les composants indexés sont donnés par le tableau 2.6. Une lentille plano-convexe ayant un revêtement anti-reflet sur [350..700nm] est utilisée. Sur cette page, ce type de revêtement permet de réduire les pertes (induites par réflexion des faisceaux lumineux) à 3% (figure 2.25.b).

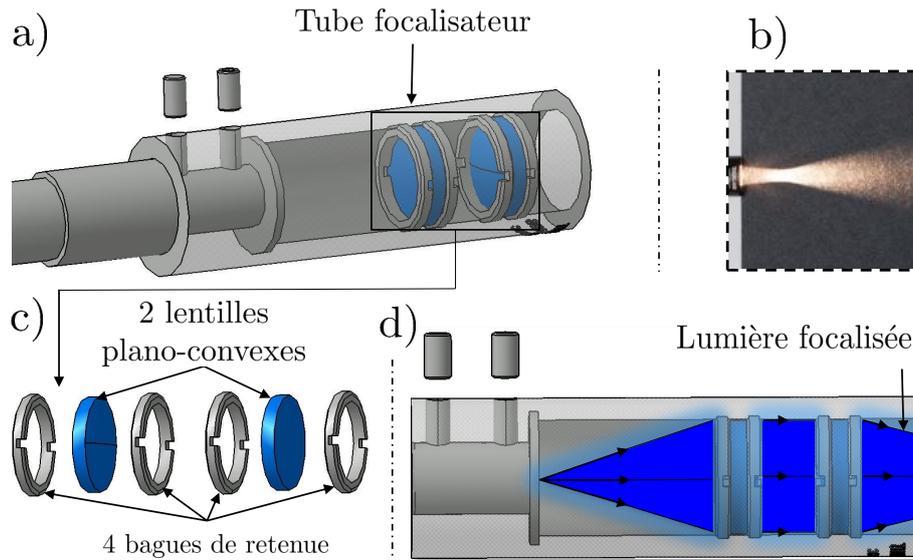


FIGURE 2.23 – a) Tube focalisateur; b) lumière focalisée observée sur un fond noir; c) ensemble [lentilles plano-convexes, bagues de retenue] et d) d'une lumière diffusée à une lumière focalisée.

Avec une lumière coaxiale collimatée, le risque du non-retour des faisceaux lumineux suivant la conduite optique est moins prononcé (figure 2.19). De plus, le type de revêtement choisi permet de maximiser l'intensité lumineuse sur la plage des longueurs d'onde correspondant à une forte réponse spectrale de la caméra rapide. Cependant, le problème de saturation des capteurs de la caméra pourrait avoir lieu. Néanmoins, l'emploi des faibles temps d'intégration (autour de 50 $\mu$ s) en coupe orthogonale permet de s'affranchir de cette problématique.

TABLE 2.6 – Tableau des composants indexés sur la figure 2.24.

Numéro	Composant	Commentaires
1	Cage	De dimension 30x30mm <sup>2</sup> , il Permet la fixation de la lentille plano-convexe par le biais de deux bagues de retenue.
2	Lentille plano-convexe	De diamètre 25,4mm, elle permet d'obtenir une lumière collimatée.
3	Tiges	De diamètre 6mm et de longueur 76,2mm, ils permettent l'assemblage des deux cages ainsi que l'ajustement de la distance qui les séparent.
4	Cage	De dimension 30x30mm <sup>2</sup> , il permet la fixation d'un adaptateur.
5	Adaptateur	Filetage extérieur SM1 avec un alésage de diamètre 8mm, il permet la fixation d'une conduite en fibre optique.

Une comparaison qualitative suite à des essais préliminaires entre les différentes solutions optiques d'éclairage est proposée dans le tableau 2.7. Cette comparaison est faite selon : 1)

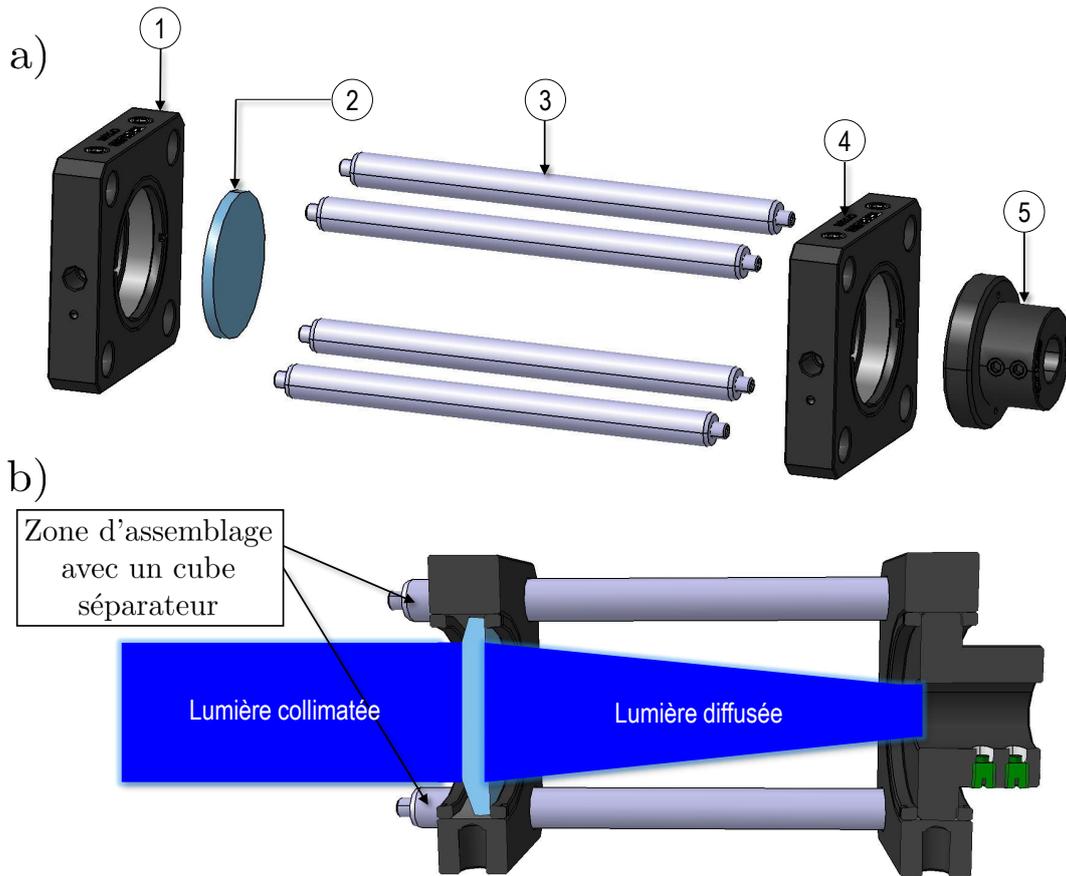


FIGURE 2.24 – Solution optique pour obtenir de la lumière coaxiale collimaté : a) éclaté de l'ensemble et b) coupe volumique et trajet de la lumière.

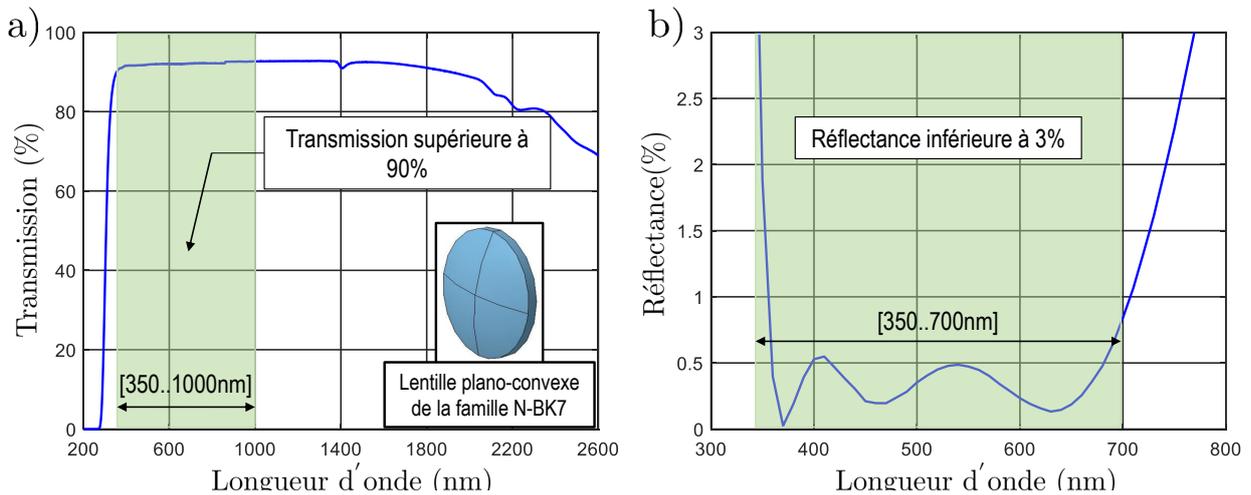


FIGURE 2.25 – a) Pourcentage de transmission d'une lentille plano-convexe non-revêtue et b) de réflectance de la lentille plano-convexe ayant un revêtement anti-reflet sur [350..700nm].

l'intensité de la lumière perçue par une zone submillimétrique, 2) la distance entre source de lumière et objet éclairé, 3) la dépendance entre intensité et distance, 3) le diamètre du spot, 4) la cible et 5) la puissance retournée par réflexion. Suite à cette comparaison, le tableau 2.8 donne des recommandations concernant la solution d'éclairage adéquate selon le système optique à

utiliser. Pour un éclairage placé à l'extérieur, la lumière focalisée est fortement recommandée. Pour un éclairage coaxial, la lumière collimatée est nécessaire.

TABLE 2.7 – Comparaison qualitative entre les différentes solutions d'éclairage selon les critères donnés dans la première colonne.

Lumière	Coaxiale collimatée	Placée à l'extérieur		
		fibre seule	avec collimateur	avec focalisateur
Intensité	++++	++	+++	++++
Distance entre source de lumière-objet éclairé		- (très courte distance pour augmenter la puissance)	+++ (les faisceaux de lumière en sortie du collimateur sont //)	++ (maximum de puissance à une distance recommandée (ex. 20mm))
Dépendance entre intensité et distance	+ (faible)	++ (moyenne)	+ (faible)	* (conditionnée)
Diamètre du spot	+ (fixe)	- (il faut réduire la distance source-objet pour réduire le diamètre du spot)	+ (fixe)	++
Cible	+ (bonne visée)	- (faible visée : nécessite des réglages manuels minutieux)	-	-
Puissance retournée par réflexion	+++	-	+	++

TABLE 2.8 – Techniques d'éclairage recommandées dans le cas d'un éclairage coaxial collimaté et d'un éclairage placé à l'extérieur.

	Fibre seule	Collimateur	Focalisateur
Coaxiale	x	+	x
Extérieure	x	+	++

## 2.4.2 Conception d'un système optique d'imagerie rapide

### 2.4.2.1 Système optique avec un éclairage à l'extérieur

Différentes catégories d'objectifs sont utilisées en imagerie rapide. Cependant, le choix adéquat de l'objectif va dépendre de la taille de la zone observée et donc de l'échelle d'étude. Les catégories d'objectifs peuvent être regroupées en 3 grandes familles.

**Objectifs classiques :** ce sont des objectifs avec une conception de type conjugué fini et généralement utilisés pour la caractérisation du comportement mécanique du matériau suite à des essais élémentaires en traction/ compression/flexion ou des essais combinés (traction/torsion, compression/torsion, etc). En France, les laboratoires de recherche sont souvent équipés de ces objectifs qui sont majoritairement de type Nikon. Ils offrent un grand champ de vision. De plus, ils ont l'avantage d'être équipés par un diaphragme permettant de gérer la profondeur de champ selon la nature de l'essai de caractérisation. Cependant, ils ont un faible grossissement ( $<5$ ) ce qui limite leur utilisation dans le cadre d'une étude menée à une échelle locale.

**Objectifs télécentriques :** ils ont une conception soit de type conjugué fini soit de type corrigé à l'infini. La télécentricité est une propriété permettant d'éviter les phénomènes de diffraction induits par un mouvement hors plan [Pan et al., 2014]. Baizeau et al [Baizeau et al., 2017] ont opté pour l'utilisation d'un objectif télécentrique de grossissement X10 pour la mesure in-situ des champs cinématiques en coupe orthogonale ayant servi pour l'étude de l'intégrité de surface. Cependant, ce type d'objectifs est limité à des grossissements qui ne peuvent pas dépasser 10. De plus, leur étendue spectrale peut aller du domaine du visible mais ne peut pas dépasser le domaine des courtes infrarouges.

**Objectifs réfléchissants :** ce sont des objectifs dont la transmission est opérée par double réflexion. Le sens de propagation des radiations émises par une surface plane et traversant un objectif réfléchissant est donné dans la figure 2.26. Ces objectifs ont une conception soit de type conjugué fini soit de type corrigé à l'infini. Un objectif corrigé à l'infini nécessite d'être couplé avec une lentille tube permettant de focaliser les radiations sur le capteur de la caméra. L'avantage de sa conception est qu'elle permet de placer d'autres composants optiques (exemple : filtre, miroir semi-réfléchissant, etc) dans l'espace dit "infini" délimité par l'objectif et la lentille tube. Ils ont des grossissements qui dépassent 15 et peuvent donc être utilisés dans le cadre d'une étude menée à une échelle locale. De plus, leur étendue spectrale peut aller de l'Ultra-Violet (UV) jusqu'aux longues infrarouges. Ainsi, ces objectifs peuvent être utilisés non seulement pour la mesure des champs cinématiques mais aussi pour la mesure des champs thermiques. La première utilisation de ce type d'objectifs dans le contexte de mesure des champs en coupe orthogonale date de 2003. En effet, Davies et al [Davies et al., 2003] ont opté pour l'utilisation

d'un objectif réfléchitif pour la mesure des champs thermiques suite à des essais de coupe orthogonale sur un alliage d'acier 1045. Cependant, leur choix s'est fait sur un objectif avec une conception du type conjugué fini. Ceci limite son utilisation avec un système optique utilisant de l'éclairage coaxial. La distance focale d'un objectif conjugué fini impose une distance à respecter entre l'objectif et le capteur de la caméra.

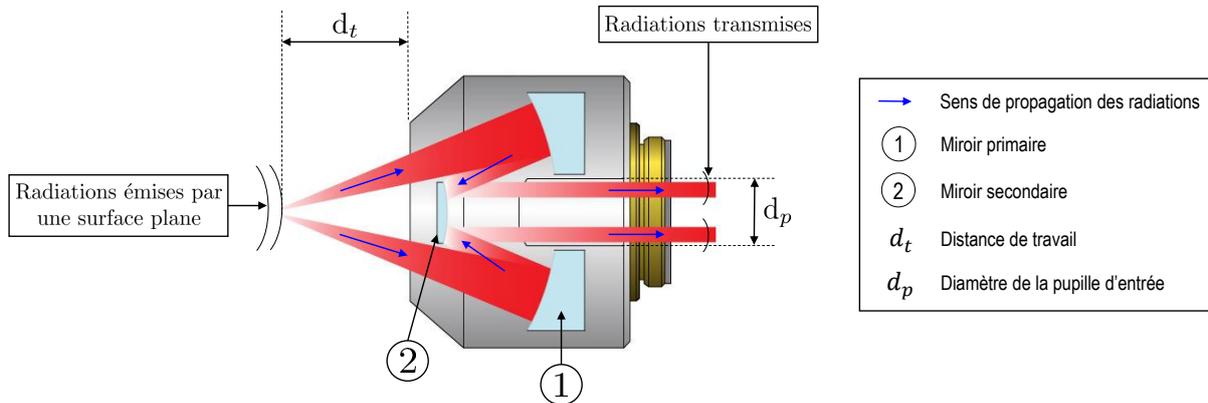


FIGURE 2.26 – Illustration schématique du principe de transmission par double réflexion d'un objectif réfléchitif.

L'analyse des différentes catégories d'objectifs a permis de mettre en évidence l'intérêt des objectifs réfléchitifs dans le contexte de mesure in-situ des champs cinématiques et thermiques en coupe orthogonale en particulier ceux avec une conception du type corrigé à l'infini. Ainsi, des critères de choix sont posés et ce avec un ordre bien déterminé : 1) étendue spectrale, 2) transmission, 3) grossissement et résolution, 4) champ de vision, 5) distance focale et 6) distance de travail.

**1. Étendue spectrale :** pour cela, une classification des différents objectifs réfléchitifs Thorlabs selon le spectre électromagnétique associé est décrite dans la figure 2.27. Ils existent avec deux types de revêtement : aluminium renforcé aux UVs ou argent. Ainsi, leur étendue spectrale diffère selon le type de revêtement. Pour les objectifs réfléchitifs avec un revêtement en argent, ils ont une étendue spectrale allant du domaine du visible jusqu'aux longueurs d'ondes des longues infrarouges. De ce fait, ils sont retenus dans le cadre de cette étude où on s'intéresse à la mesure des champs cinématiques et thermiques.

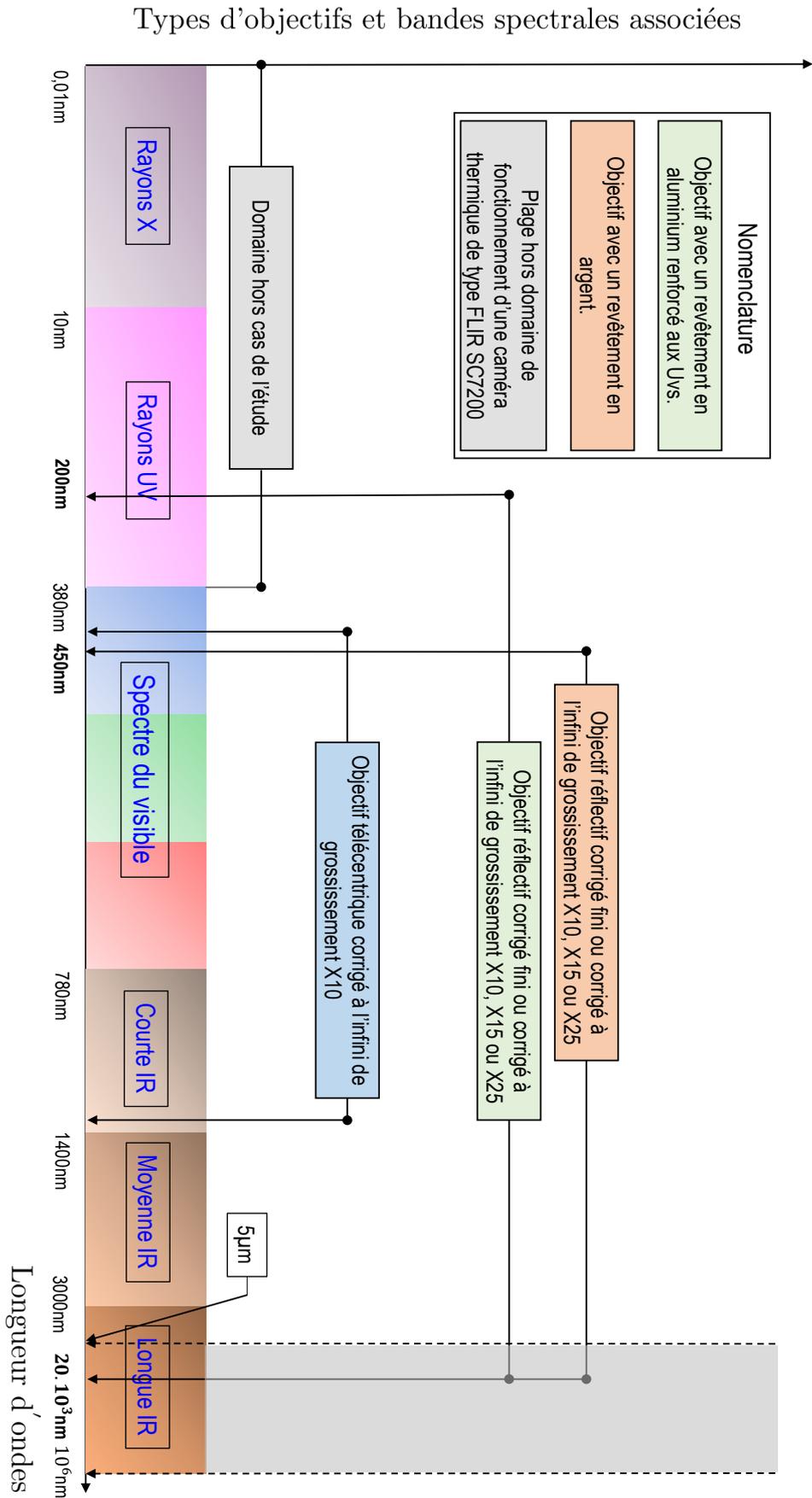


FIGURE 2.27 – Classification des différents objectifs selon le spectre électromagnétique associé.

**2. Transmission :** à son tour, le pourcentage de transmission d'un objectif réfléchitif dépend du type de revêtement. Comme décrit dans la figure 2.28, un objectif réfléchitif avec un revêtement en argent (P01) assure une transmission supérieure à 90% sur la bande spectrale [400..780nm] et supérieure à 96% sur [3,5..5,1 $\mu$ m] qui correspond à la plage de fonctionnement d'une caméra thermique du type FLIR SC7200 avec un capteur "Mid-Wave" (MW).

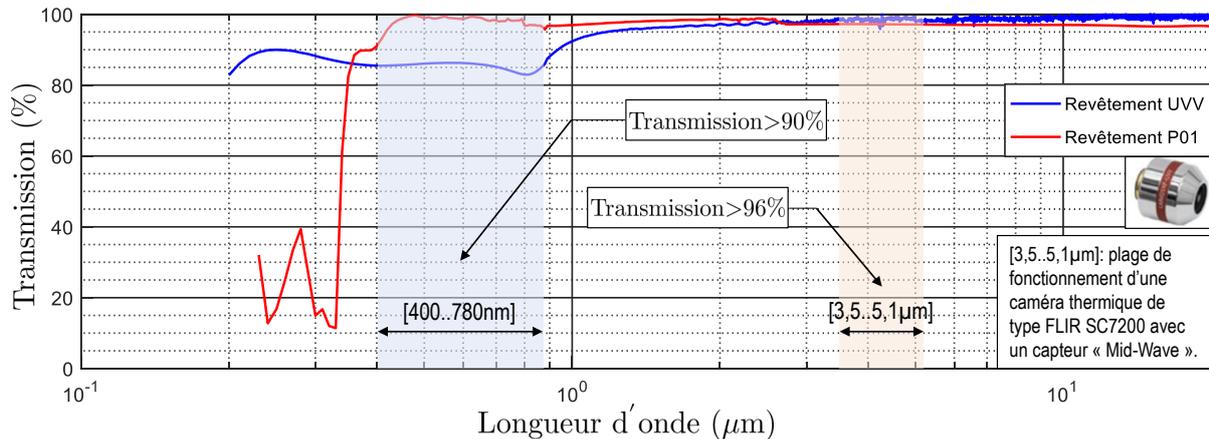


FIGURE 2.28 – Pourcentage de transmission en fonction des longueurs d'ondes et du type de revêtement des objectifs réfléchitifs Thorlabs.

**3. Grossissement et résolution :** ces paramètres sont interdépendants. Pour des objectifs réfléchitifs Thorlabs, l'évolution de la résolution en fonction du grossissement est donnée par la figure 2.30.a. Pour un objectif de grossissement 15, sa résolution vaut 1,1 $\mu$ m ce qui permet l'identification des bandes de localisation de la déformation dont la largeur est supérieure à 1,1 $\mu$ m.

**4. Champ de vision :** il diminue avec le grossissement (figure 2.30.b). Pour un objectif de grossissement 15, le champ de vision est de diamètre 1,2mm. En mode "Full-Frame" (exemple 1024 $\times$ 1024pixels), les caméras rapides sont limitées en terme de fréquence d'acquisition. Ainsi, le recourt au fenêtrage est nécessaire. A une fenêtre de taille 512 $\times$ 512pixels, la taille de la région observée par un objectif de grossissement 15 peut diminuer jusqu'à 0,58 $\times$ 0,58mm<sup>2</sup> ( $\approx$  la moitié du champ de vision). Cette dernière suffit pour la visualisation de la zone de coupe avec des essais dont l'avance ne dépasse pas 0,25mm.

**5. Distance focale :** c'est un paramètre qui détermine le nombre d'ouverture N en fonction du diamètre de la pupille d'entrée d ( $N=f/d$ ). Les distances focales des différents objectifs réfléchitifs Thorlabs sont données par la figure 2.30.c.

L'Illumination (I), qui correspond à la puissance de lumière perçue par le capteur d'une caméra, varie selon le nombre d'ouverture (N) et la luminance (L). Cette variation est donnée par la figure 2.29.a pour une luminance allant de 0,25.10<sup>6</sup> à 2,5.10<sup>6</sup>Lux. Pour une luminance donnée,

on peut constater que l'illumination augmente quand le nombre d'ouverture diminue. En effet, l'illumination est inversement proportionnelle au carré du nombre d'ouverture.

Connaissant l'illumination, on peut remonter à l'exposition lumineuse ( $E$ ) qui représente l'énergie lumineuse perçue par le capteur d'une caméra. Elle est le résultat du produit entre l'illumination et le temps d'intégration ( $t_i$ ). La variation de l'exposition lumineuse en fonction de ces deux derniers paramètres est donnée par la figure 2.29.b. Afin d'augmenter l'exposition lumineuse permettant d'éviter des images sous-exposées à la lumière, soit on augmente l'illumination qui dépend de la solution d'éclairage adoptée ainsi que la puissance de la source de lumière, soit on augmente le temps d'intégration ce qui fait augmenter le risque d'apparition d'un flou cinétique sur les images. De ce fait, on peut constater la complexité des paramètres optiques (premièrement liés à l'éclairage) à gérer dans le cadre d'une étude menée à une échelle locale. Ainsi, des compromis devraient obligatoirement avoir lieu.

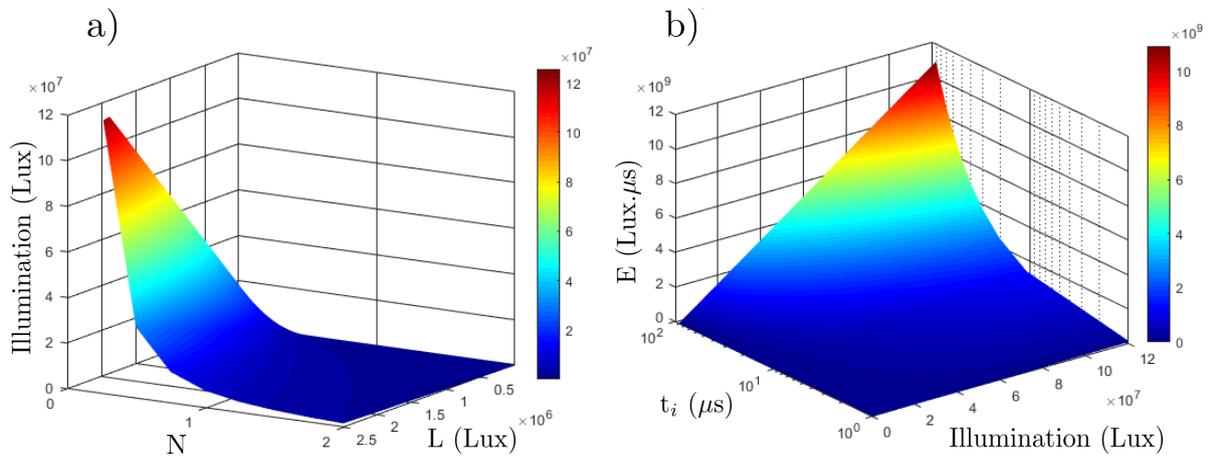


FIGURE 2.29 – a) Illumination en fonction du nombre d'ouverture ( $N$ ) et la luminance ( $L$ ) et b) exposition lumineuse en fonction de l'illumination et du temps d'intégration ( $t_i$ ).

Le tableau 2.9 donne une prédiction des quantités d'illumination et d'exposition lumineuse pour une luminance égale à  $1,2 \cdot 10^6$  Lux. Notons que l'exposition lumineuse varie selon l'objectif utilisé. En effet, plus le grossissement augmente, plus le nombre d'ouverture diminue, plus l'exposition lumineuse augmente. Ainsi, nous avons intérêt à choisir une objective avec un fort grossissement. Cependant, le champ de vision, comme décrit précédemment, pose une réelle contrainte. De ce fait, on se limite uniquement à un objectif de grossissement X15.

**6. Distance de travail :** afin de valider le choix de l'objectif, une dernière vérification consiste à évaluer la distance de travail pour éviter le risque d'encombrement ou de mise en place. La figure 2.30.d donne la distance de travail en fonction du grossissement de l'objectif. Pour un objectif de grossissement X15, la distance de travail vaut 23,8mm.

A l'issue de l'analyse de ces critères, le choix s'est porté sur un objectif réflectif de grossissement 15 avec une conception de type corrigé à l'infini. Ce choix est validé de point de vue expérimentale et optique. Ce type d'objectif nécessite d'être couplé avec une lentille tube. Elle

TABLE 2.9 – Les quantités d'illumination et d'exposition lumineuse déterminés théoriquement pour une luminance égale à  $1,2 \cdot 10^6$  Lux et pour différentes valeurs de grossissement.

Grossissement	N	illumination (Lux)	$t_i(\mu s)$	$E(\text{Lux} \cdot \mu s)$
X15	1,66	$3 \cdot 10^5$	50	$15 \cdot 10^6$
X25	1,25	$5,4 \cdot 10^5$	50	$27 \cdot 10^6$
X40	0,98	$8,8 \cdot 10^5$	50	$44 \cdot 10^6$

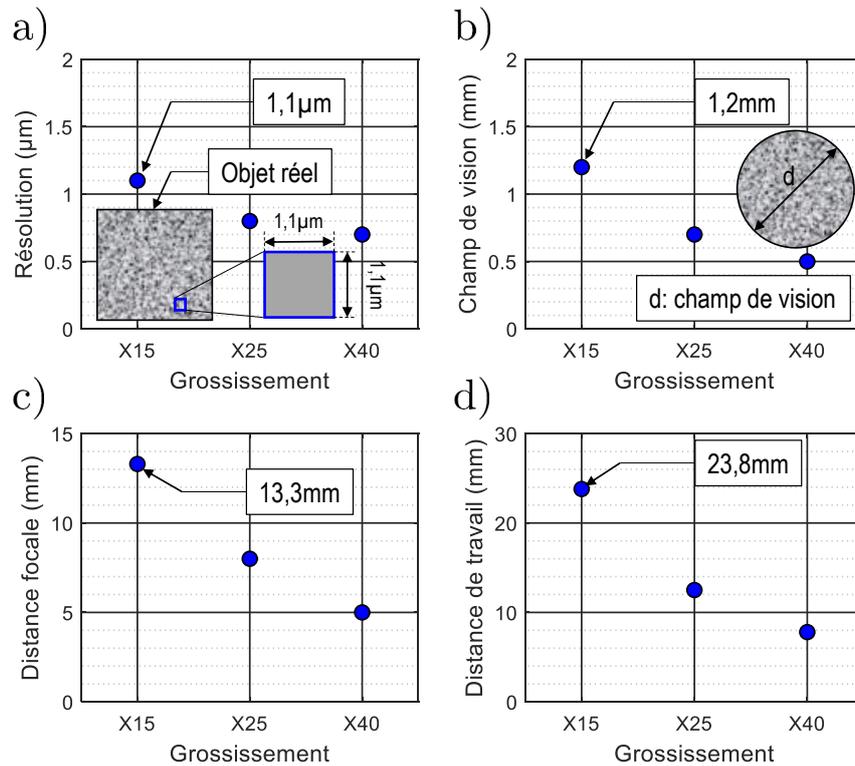


FIGURE 2.30 – a) Résolution ( $\mu m$ ) ; b) champ de vision (mm) ; c) distance focale (mm) et d) distance de travail (mm) des objectifs réflectifs Thorlabs.

permet de focaliser les radiations électromagnétiques sur le capteur de la caméra rapide. De plus, elle devrait avoir une distance focale de 200mm afin de garder le grossissement à 15. Une lentille tube ITL200 (figure 2.31) permettant d'assurer une transmission supérieure à 84% sur la bande spectrale [400..780nm] est choisi. Une illustration schématique du rôle de focalisation de la lentille tube est également donnée dans la figure 2.31. La distance qui devrait séparer la lentille ITL200 du capteur de la caméra rapide est de 148mm.

La conception du système optique est présentée par la figure 2.32. Les composants indexés ainsi que leurs désignations sont donnés par le tableau 2.10. Afin de permettre l'ajustement de la distance qui sépare la lentille tube du capteur de la caméra rapide, un coupleur de référence SM1T10 est intégré. Afin de réduire la flexion du système optique, des éléments de maintien sont intégrés. Pour le réglage de la position de l'objectif par rapport à la surface observée, une platine 4 axes (3 translations et 1 rotation) est conçue (voir annexe B). Un essai de validation de

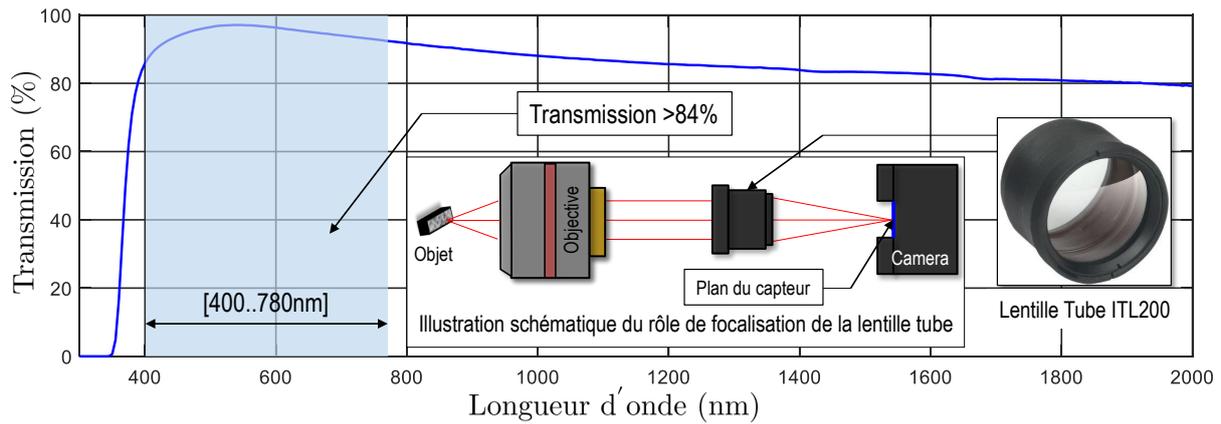


FIGURE 2.31 – Pourcentage de transmission de la lentille tube ITL200 en fonction des longueurs d’onde et illustration schématique de son rôle de focalisation.

ce système optique est mené. Les détails du montage expérimental et de l’analyse des grandeurs cinématiques mesurées sont présentés dans l’annexe C

TABLE 2.10 – Tableau des composants indexés dans la figure 2.32.

Numéro	Référence Thor-labs	Désignation et commentaires
1	LMM-15X-P01	Objectif réflectif corrigé à l’infini et de grossissement 15.
2	SM1A3	Adaptateur SM1 avec un taraudage de type RMS.
3	SM1M15	Tube SM1 dont la longueur totale vaut 38,1mm.
4	SM1A2	Adaptateur SM1-SM2.
5	SM2L20	Tube SM2 dont la longueur totale vaut 50,8mm.
6	ITL200	Lentille tube dont la distance focale vaut 200mm.
7	SM2TC	Collier de serrage SM2.
8	TR30V/M	Tige de longueur 30mm.
9	PH20/M	Tube de longueur 20mm avec un taraudage M6.
10	BA1/M	Base plate de dimension $75 \times 25 \times 10 \text{mm}^3$
11	SM2A20	Adaptateur SM2-ITL200.
12	LCP09	Cage plate
13	SM2M25	Tube SM2 dont la longueur totale vaut 63,5mm.
14	ER6-P4	Tige de longueur 152,4mm
15	SM2A6	Adaptateur SM2-SM1.
16	SM1L20	Tube SM1 dont la longueur totale vaut 50,8mm.
17	SM1T10	Coupleur SM1 avec un filetage sur une longueur de 25,4mm.
18	LCP8S	Cage plate
19	SM2A21	Adaptateur SM2-SM1
20	SM1L20	Tube SM1 dont la longueur totale vaut 50,8mm.
21	SM1A9	Adaptateur SM1-C (C désigne toute monture de type C).

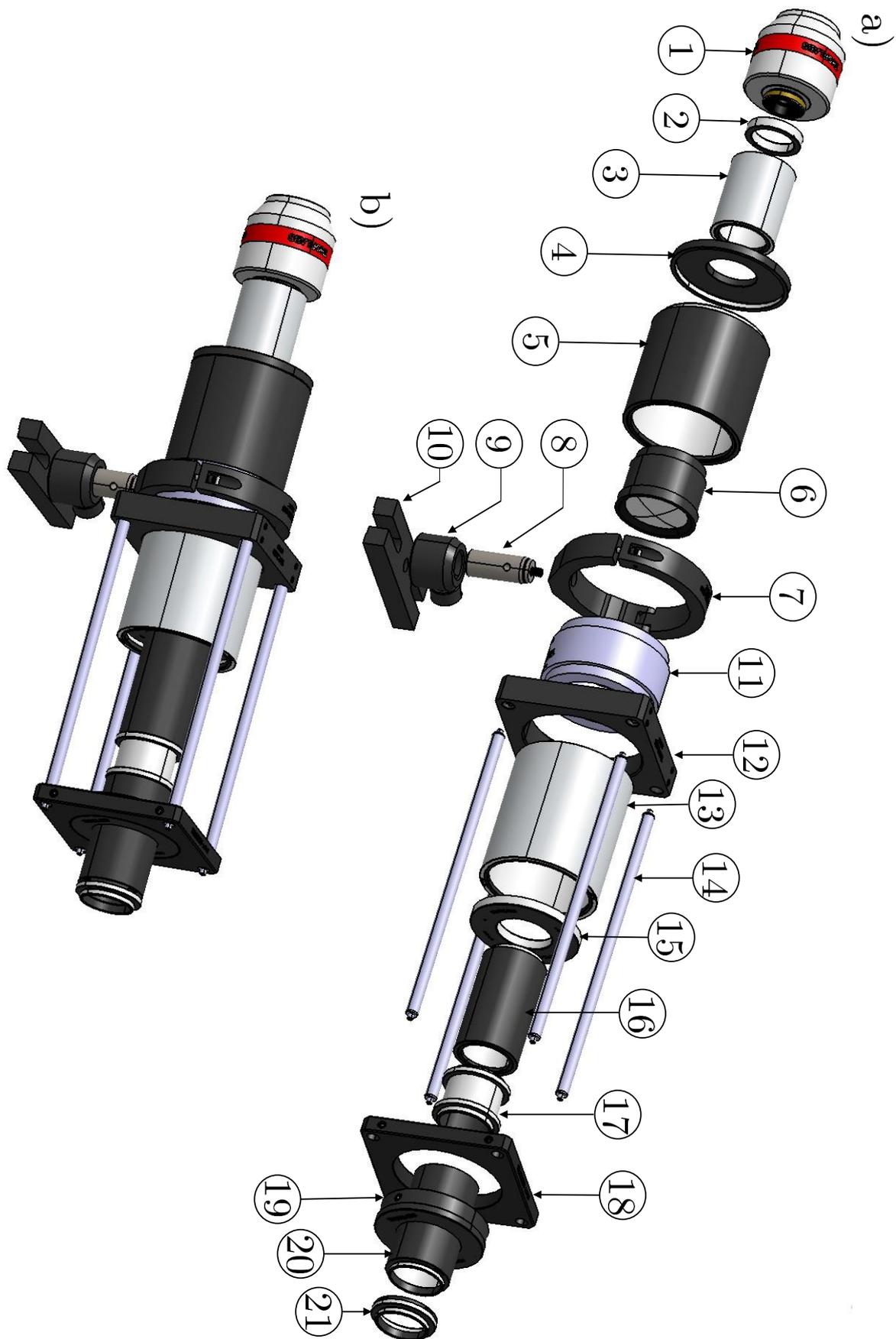


FIGURE 2.32 – Système optique utilisant de l'éclairage placé à l'extérieur : a) vue de l'éclaté et b) vue de l'assemblage.

### 2.4.2.2 Système optique avec un éclairage coaxial

L'avantage de l'utilisation d'un objectif réflectif avec une conception de type corrigé à l'infini est qu'il permet d'intégrer différents composants optiques (exemple : filtre, diaphragme, solution optique pour un éclairage coaxial, etc) dans l'espace dit "infini" situé entre l'objectif et la lentille tube.

La solution optique d'éclairage permettant de générer de la lumière coaxiale collimatée (figure 2.24) est constituée d'un cube séparateur et d'un miroir semi-réfléchissant avec un revêtement anti-reflet sur [400..700nm]. Cet ensemble est intégré au système optique donné dans la figure 2.34. Les composants indexés ainsi que leurs désignations sont donnés dans le tableau 2.11. Les pourcentages de transmission et de réflectance du miroir sont donnés dans la figure 2.33. Elles dépendent de la polarisation ou non des faisceaux de lumière. De plus, elles dépendent de la position du polariseur par rapport au plan optique (P : parallèle ou S : perpendiculaire). Dans le cadre de cette étude, on utilise de la lumière non polarisée. Ceci permet d'obtenir une transmission d'environ  $\approx 50\%$  sur la bande spectrale [400..700nm]. De même pour le pourcentage de réflectance.

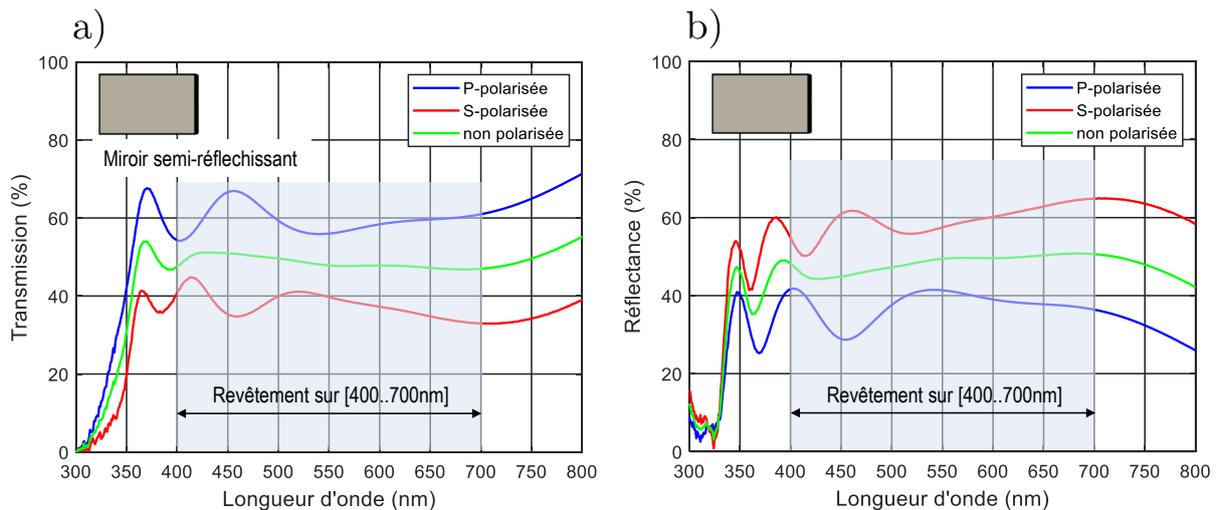


FIGURE 2.33 – a) Transmission et b) réflectance du miroir semi-réfléchissant BSW10R.

TABLE 2.11 – Tableau des composants indexés dans la figure 2.34.

Numéro	Référence Thor-labs	Désignation et commentaires
1	B4CRP/M	Plateforme pour réglage micrométrique de la rotation.
2	C6W	Cube séparateur de dimension 50,8mm.
3	B6C	Attachement.
4	FFM1	Porte miroir.
5	BSW10R	miroir semi-réfléchissant R50/T50.

Le miroir semi-réfléchissant est placé théoriquement à un angle de  $45^\circ$  par rapport à l'axe



optique. Ce réglage se fait grâce à une plateforme de réglage micrométrique en rotation. Avec ce système optique (figure 2.34), les faisceaux de lumière incidents (générés par la solution optique pour l'éclairage coaxial collimaté) seront réfléchis par le miroir BSW10R suivant l'axe optique. Traversés par l'objectif réfléchif, les faisceaux de lumière seront focalisés sur le champ de vision de l'objective. Les faisceaux réfléchis par la surface observée seront transmis par double réflexion (comme illustrée dans la figure 2.26), transmis par le miroir BSW10R et finalement focalisés sur le capteur de la caméra rapide via la lentille tube ITL200. Ces deux systèmes optiques sont conçus pour être montés sur des caméras rapides munies d'une monture C (figure 2.35).

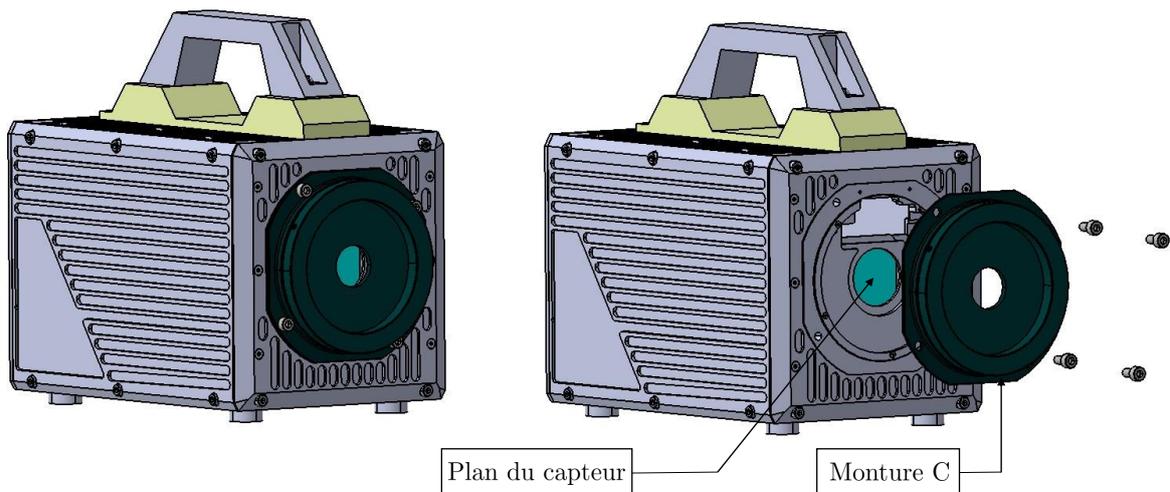


FIGURE 2.35 – Caméra rapide munie d'une monture C.

## 2.5 Bilan

Ce chapitre détaille le développement d'un banc expérimental pour la mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale. Il est conçu pour permettre des essais de coupe orthogonale sur les alliages Ti-6Al-4V et Inconel718.

Face à une problématique multidisciplinaire et multiphysique, le niveau des sollicitations thermomécaniques subies par le matériau au niveau de la zone de coupe demeure peu référencé de point de vue expérimentale. Ceci s'explique par la difficulté d'accès à la zone de coupe ainsi que la dynamique de l'essai de coupe orthogonale. De plus, ces contraintes sont souvent de nature contradictoire (par exemple, l'augmentation de la vitesse de coupe permet de limiter le mouvement hors plan du copeau. Cependant, le risque de sous-exposition à la lumière est très prononcé ce qui mène à réduire la vitesse de coupe). Dans la littérature, les arguments pour le choix des instruments optiques mis en œuvre ne sont pas profondément et/ou tous abordés.

Ce chapitre présente une analyse détaillée des différentes contraintes rencontrées dans le contexte de mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale. L'analyse de ces contraintes a permis de définir une démarche argumentée permettant de concevoir des systèmes optiques d'imagerie rapide dédiés pour la mesure des champs cinématiques à une échelle locale en particulier à l'échelle de la zone de coupe.

Finalement, des solutions d'éclairage ainsi que deux systèmes optiques d'imagerie rapide sont conçus. Le choix de l'ensemble [solution d'éclairage, système optique] va dépendre du matériau de la pièce à usiner, de la nature de la préparation de surface ainsi que de sa réflectance.

## **Chapitre 3**

# **Analyse expérimentale et caractérisation des champs cinématiques en coupe orthogonale**

## Sommaire du chapitre 3

<b>3.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>93</b>
<b>3.2</b>	<b>Montage expérimental</b>	<b>93</b>
3.2.1	Choix de la caméra rapide	93
3.2.2	Matériaux et géométrie de l'éprouvette	97
3.2.3	Outils de coupe	98
<b>3.3</b>	<b>Corrélation d'Images Numériques (CIN)</b>	<b>100</b>
3.3.1	Démarche générique	100
3.3.2	Approche globale	104
3.3.3	Approche locale	106
3.3.4	Conclusion intermédiaire	109
<b>3.4</b>	<b>Outils numériques</b>	<b>110</b>
3.4.1	Analyse de la texture	110
3.4.2	Outils de post-traitement numérique	112
3.4.2.1	Conversion, calcul et superposition	112
3.4.2.2	Suivi des niveaux des déformations	113
<b>3.5</b>	<b>Analyse des résultats expérimentaux</b>	<b>114</b>
3.5.1	Cas de l'alliage Ti-6Al-4V	114
3.5.1.1	Périodicité de segmentation	114
3.5.1.2	Géométrie des copeaux	115
3.5.1.3	Analyse de la microstructure	118
3.5.1.4	Efforts de coupe	121
3.5.1.5	Analyse des champs cinématiques mesurés	124
3.5.2	Cas de l'alliage d'Inconel 718	137
3.5.2.1	Usure des plaquettes	137
3.5.2.2	Préparation de surface	139
3.5.2.3	Efforts de coupe	143
3.5.2.4	Analyse des champs cinématiques mesurés	146
<b>3.6</b>	<b>Conclusion</b>	<b>154</b>

## 3.1 Introduction

Le chapitre précédent a permis d'exposer le nouveau banc d'usinage ainsi que les instruments optiques à utiliser pendant des essais de coupe orthogonale instrumentée. Il a permis de lever les verrous techniques liés à l'accès à la zone de coupe. Ce chapitre décrit le montage expérimental mis en place permettant la visualisation en temps réel de la formation des copeaux en coupe orthogonale ainsi que l'analyse des grandeurs cinématiques mesurés. Deux alliages métalliques ont fait l'objet de cette étude : l'alliage Ti-6Al-4V et l'alliage d'Inconel718. La microstructure des deux matériaux est visualisée à l'aide d'un microscope classique afin de révéler les différentes phases existantes.

La mesure *in-situ* des champs cinématiques est faite par application de la technique de Corrélation d'Images Numériques (CIN). Différents types, approches et critères de corrélation d'images existent et diffèrent selon leurs formulations. Ainsi, elles sont présentées et analysées dans le but d'identifier la méthode adéquate permettant de remonter aux champs des déformations équivalentes cumulés.

La surface de la pièce subit préalablement une préparation métallographique dans le but de créer un mouchetis avec des motifs discernables utiles pour l'application de la CIN. Des outils numériques permettant l'évaluation de la texture créée sont développés et appliqués dans le but de garantir une application correcte de la CIN. De plus, des outils numériques de post-traitement sont développés sous Matlab afin de pouvoir analyser les grandeurs cinématiques mesurées.

Les essais de coupe orthogonale sont menés avec différents paramètres opératoires dans le but d'étudier l'effet de chaque paramètre sur les mécanismes de formation des copeaux. Le choix des paramètres optiques est fait en fonction des paramètres opératoires et selon une méthodologie bien définie. L'analyse des résultats expérimentaux se fait à trois échelles : mésoscopiques, microscopique et locale (l'échelle de la zone de coupe).

## 3.2 Montage expérimental

### 3.2.1 Choix de la caméra rapide

Trois critères sont posés dans le but de faire un choix adéquat de la caméra rapide. Ces critères sont classés suivant un ordre : 1) fréquences d'acquisition, 2) type de capteur et réponse spectrale et 3) pitch.

**Fréquences d'acquisition :** c'est un paramètre qui dépend du modèle de la caméra rapide ainsi que la taille de la fenêtre utilisée (ou résolution de la caméra). La figure 3.1 donne l'évolution de la résolution maximale en fonction de la fréquence d'acquisition pour différents modèles des caméras rapides Fastcam (SA3, APX-RS, SA5 et SA-Z) utilisées dans de nombreux labo-

ratoires de recherche. En effet, à une résolution donnée, une caméra rapide est limitée en terme de fréquence d'acquisition. Cependant, cette limite diffère selon le modèle de la caméra rapide (tableau 3.1).

Par ailleurs, le choix de la fréquence d'acquisition nécessite la connaissance au préalable de

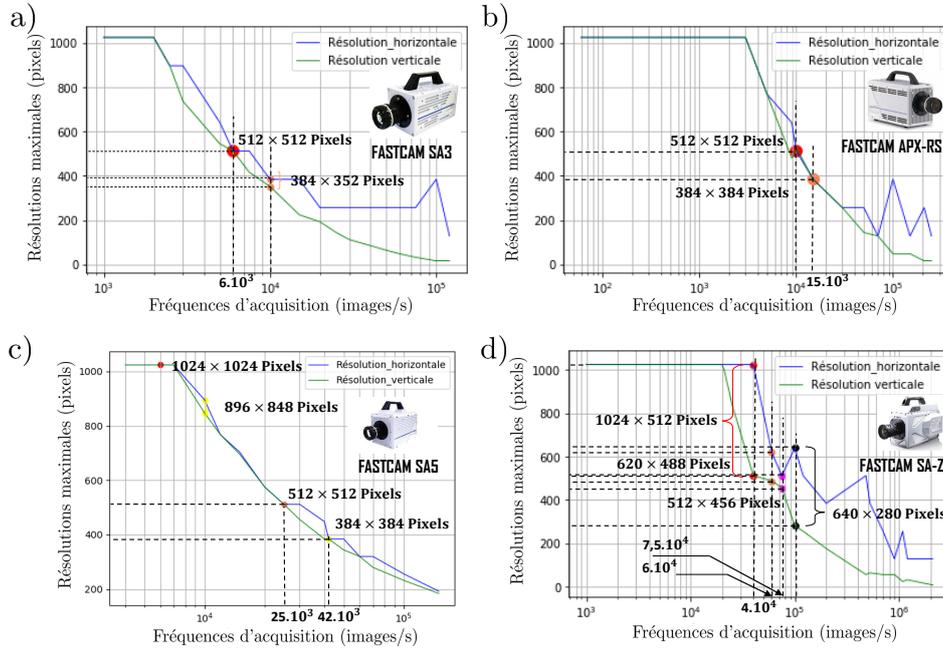


FIGURE 3.1 – Évolution de la résolution maximale en fonction de la fréquence d'acquisition des différents modèles des caméras rapides Fastcam.

la fréquence de segmentation de copeaux. Molinari et al [Molinari et al., 2002] ont montré que la fréquence de segmentation des copeaux en Ti-6Al-4V pouvait atteindre  $\approx 10 \cdot 10^3 \text{ Hz}$  à une vitesse de coupe égale à 60m/min. Pour des vitesses plus faibles, la fréquence de segmentation est donnée par le tableau 3.2.

Ainsi, pour atteindre une vitesse de coupe égale à 20m/min avec un minimum théorique de 10

TABLE 3.1 – Fréquences d'acquisition maximales des caméras rapides avec des fenêtres usuelles de taille  $1024 \times 1024 \text{ pixels}$  ("Full-Frame") et  $512 \times 512 \text{ pixels}$  ("1/2 Full-Frame").

Modèle et fenêtre (pixels)	SA3	APX-RS	SA5	SA-Z
$1024 \times 1024$	$2 \cdot 10^3$	$3 \cdot 10^3$	$7 \cdot 10^3$	$20 \cdot 10^3$
$512 \times 512$	$6 \cdot 10^3$	$10 \cdot 10^3$	$25 \cdot 10^3$	$\approx 75 \cdot 10^3$

images par formation de copeau, la caméra rapide devrait atteindre une fréquence d'acquisition de  $20 \cdot 10^3 \text{ images/s}$  sous une résolution de  $512 \times 512 \text{ pixels}$ . Seuls, les deux caméras rapides SA5 et SA-Z répondent à cette condition. Compte tenu de l'existant, on se limite à l'utilisation de la SA5 à cette vitesse de coupe.

**Type de capteur et réponse spectrale :** en imagerie rapide, deux types de capteurs sont généralement utilisés : les capteurs CCD ("Charged Coupled Devices") et les capteurs CMOS

TABLE 3.2 – Fréquences de segmentation ( $f_{seg}$ ) des copeaux en Ti-6Al-4V en fonction de la vitesse de coupe [Molinari et al., 2002].

$V_c$ (m/min)	6	10	20	30	40
$f_{seg}$ (Hz)	$\approx 0,8 \cdot 10^3$	$\approx 0,9 \cdot 10^3$	$\approx 2 \cdot 10^3$	$\approx 4 \cdot 10^3$	$\approx 6 \cdot 10^3$

("Complementary Metal Oxide Semiconductor") [Hijazi and Madhavan, 2008]. Ces deux types de capteurs diffèrent selon la localisation des fonctions de conversion des charges en tension et amplification de la tension. Pour les capteurs CCD, ces deux fonctions se font en dehors des pixels (figure 3.2). Les charges électriques sont transférées vers un convertisseur de charge/ten-

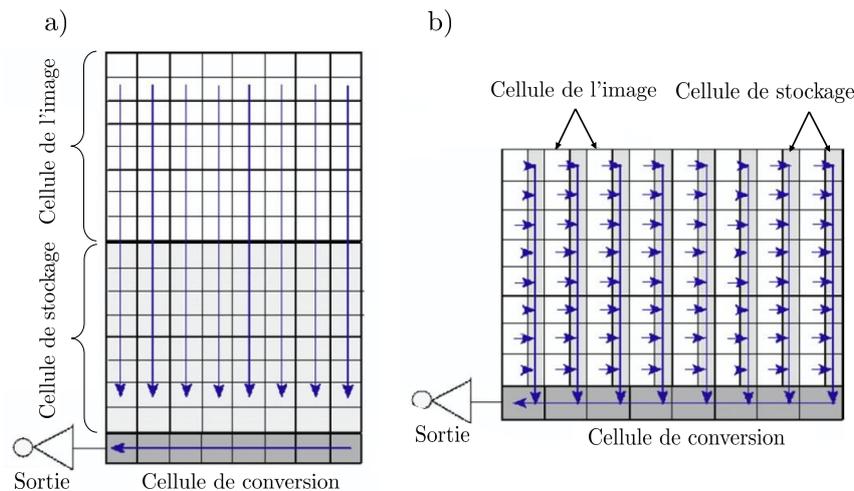


FIGURE 3.2 – Illustration schématique du fonctionnement des capteurs CCD : a) "Frame-transfer" CCD et b) "Interline" CCD [Hijazi and Madhavan, 2008].

sion en passant par la cellule de stockage. L'utilisation d'un unique convertisseur et d'un unique étage d'amplification de tension permet de limiter le niveau de bruit.

Pour les capteurs CMOS, ces fonctions se font dans chaque pixel. Les cellules de stockage, de conversion et d'amplification sont intégrées dans chaque pixel. Les signaux de chaque pixel sont ensuite transmis successivement vers le convertisseur analogique/numérique situé à l'extérieur du capteur. Cependant, l'utilisation d'un étage d'amplification par pixel augmente le niveau de bruit.

Pour des fréquences d'acquisition inférieures à 20000 images/s, la technologie des capteurs CCD est privilégiée vue son faible niveau de bruit [Baizeau, 2016]. Pour des fréquences supérieures, le temps de déchargement du capteur complet devient limitant. Le recours au fenêtrage, possible avec les capteurs CMOS, fait l'avantage de ce type de capteur. Ainsi, le temps nécessaire pour le déchargement du nombre réduit des pixels baisse et les fréquences d'acquisition peuvent être augmentées.

Les caméras rapides Fastcam sont équipées d'un capteur de type CMOS et permettent un fenêtrage.

La réponse spectrale du capteur diffère selon le modèle de caméra rapide (figure 3.3). On peut

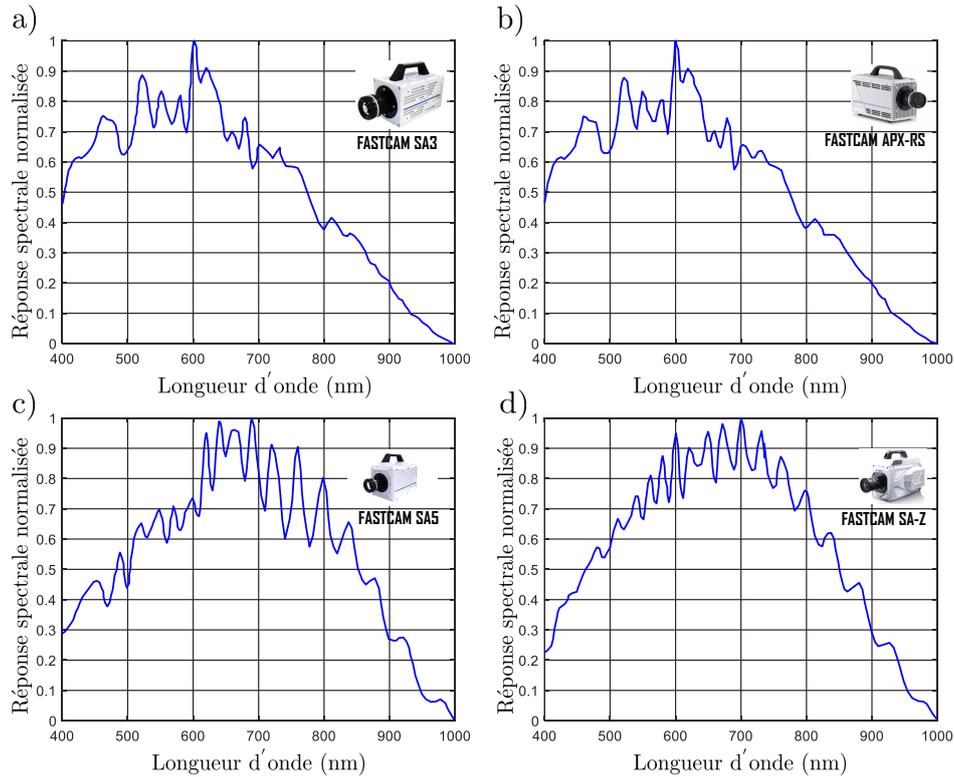


FIGURE 3.3 – Réponse spectrale normalisée des différents modèles des caméras rapides Fastcam (données prises auprès de Photron).

constater que les caméras SA5 et SA-Z sont plus performantes en terme de réponse spectrale principalement sur la plage des longueurs d'onde allant de 600 jusqu'au 800nm. Le laboratoire I2M dispose que des caméras SA3, APX-RS et SA5. Ainsi, on peut prévoir une utilisation de la caméra APX-RS à des faibles vitesses de coupe et de la caméra SA5 à des vitesses de coupe plus élevées ( $\geq 10\text{m/min}$ ).

**Pitch** : il correspond à la taille d'un pixel sur le capteur de la caméra. Ce paramètre peut paraître facultatif dans le choix d'une caméra rapide. Cependant, il détermine la taille de la scène observée en fonction du grossissement et de la taille de la fenêtre. Plus le pitch est grand, plus la taille de la scène observée est grande. Les pitches des différents modèles des caméras rapides sont données par le tableau 3.3.

Suite à cette classification, le paramètre le plus déterminant dans le choix d'une caméra rapide

TABLE 3.3 – Pitch des différents modèles des caméras rapides Fastcam.

Modèle	SA3	APX-RS	SA5	SA-Z
Pitch( $\mu\text{m}$ )	17	17	20	20

est la fréquence d'acquisition. Compte tenu de l'existant, les caméras APX-RS et SA5 seront utilisées pour les essais de coupe orthogonale instrumentée.

### 3.2.2 Matériaux et géométrie de l'éprouvette

**Ti-6Al-4V** : la pièce est de forme rectangulaire de dimension  $80-100 \times 40 \times 10-15 \text{mm}^3$  avec un épaulement permettant de réaliser l'opération de coupe orthogonale sur une largeur de 3mm (profondeur de passe  $w$ ). Ces dimensions sont choisies dans le but de faciliter la tâche de polissage. La surface de la pièce en Ti-6Al-4V (figure 3.4) subit un polissage suivi d'une attaque chimique en utilisant le réactif de Kroll. La figure 3.4.b montre une microstructure équiaxe composée de deux phases : la phase  $\alpha$  de couleur blanche et la phase  $\beta$  de couleur noire (inversement avec une observation au MEB (figure 3.5)) située au niveau des joints des grains  $\alpha$ . On constate que les phases existantes sont bien discernables et peuvent ainsi être considérées comme un mouchetis naturel pour l'application de la CIN.

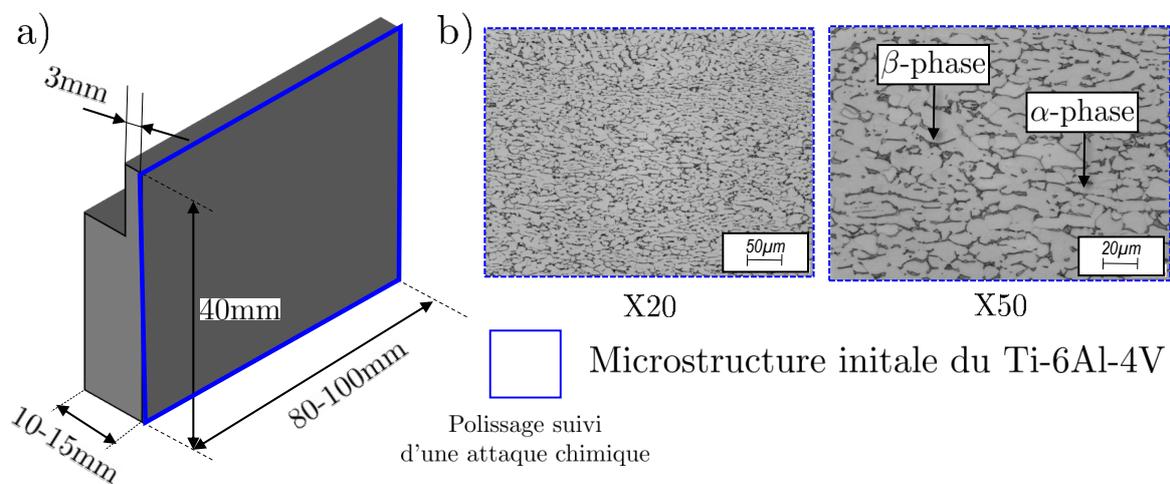


FIGURE 3.4 – a) Géométrie de la pièce et b) microstructure initiale du Ti-6Al-4V observée sur un microscope de type Olympus.

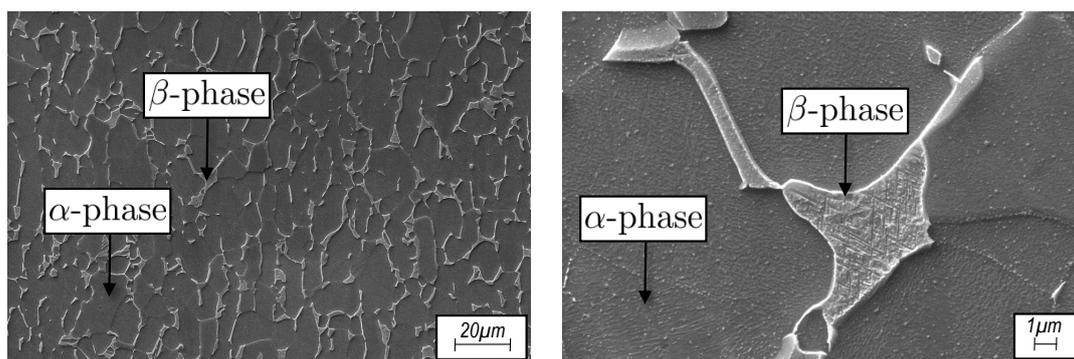


FIGURE 3.5 – Observations MEB des différentes phases du Ti-6Al-4V

**Inconel718** : la pièce en Inconel 718 est extraite d'un lopin cylindrique forgé ayant subi un traitement de recuit à  $965^\circ\text{C}$  pendant 1h37. Elle a la même géométrie et les mêmes dimensions (figure 3.6.a) que la pièce en Ti-6Al-4V. La microstructure du matériau est donnée par la figure 3.6.b. Comme décrit dans le chapitre 1, la microstructure de l'Inconel718 se caractérise par

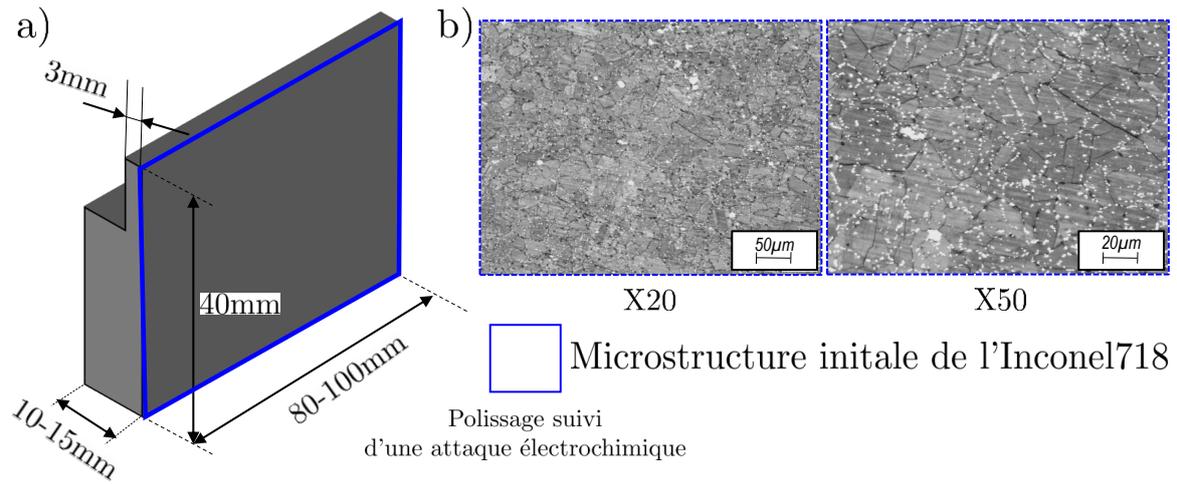


FIGURE 3.6 – a) Géométrie de la pièce et b) microstructure initiale de l'Inconel 718.

une matrice  $\gamma$ . Les deux phases  $\gamma'$  et  $\gamma''$  (respectivement de composition  $\text{Ni}_3(\text{Al,Ti})$  et  $\text{Ni}_3\text{Nb}$  [Anbarasan et al., 2018]) sont présentes en faibles proportions et sont cohérentes avec la matrice  $\gamma$ . Les précipités sont bien visibles sur la microstructure et présentes sous forme de tâches blanches.

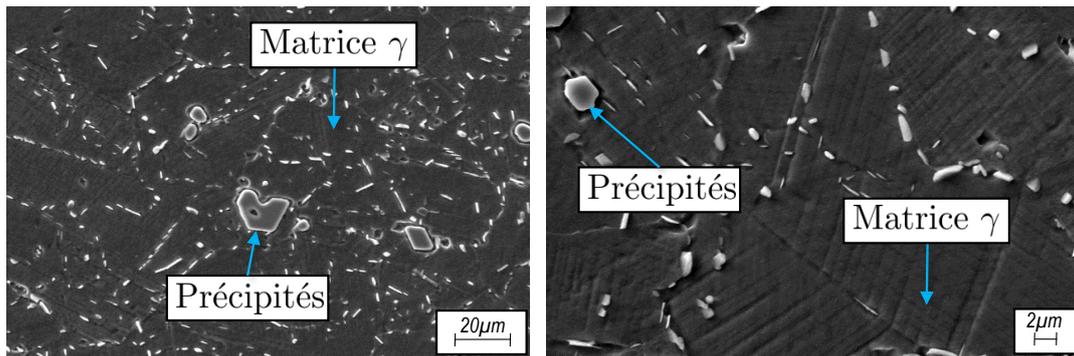


FIGURE 3.7 – Observations MEB de la microstructure de l'Inconel 718.

### 3.2.3 Outils de coupe

Les outils de coupe sont composés d'un corps d'outil sur lequel est fixé la plaquette par un système de bridage (figure 3.8). Ils permettent d'avoir trois angles de coupe :  $0^\circ$ ,  $15^\circ$  et  $30^\circ$ . Les faces de coupe et de dépouille sont affûtées. Une reconstruction 3D des deux faces de la plaquette (figure 3.9) est réalisée sur un microscope Keyence dans le but de mesurer l'angle de taillant, le rayon d'acuité et déterminer l'angle de dépouille une fois la plaquette est montée sur le corps d'outil. Ces données dimensionnelles sont également données par la figure 3.9.

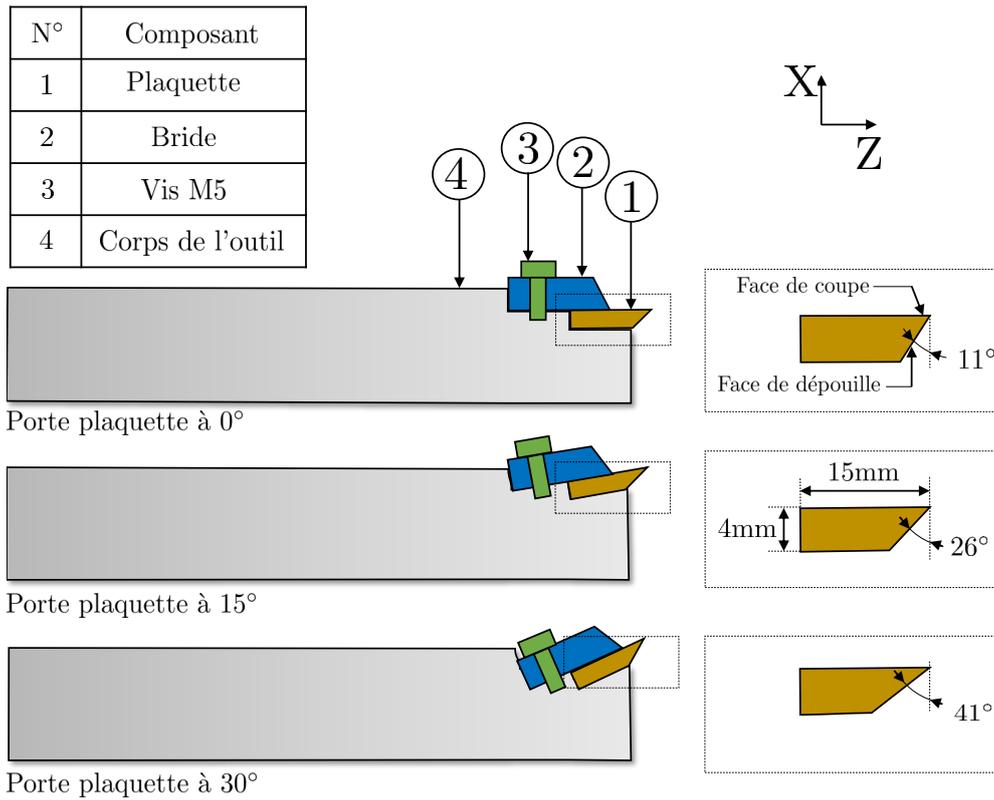


FIGURE 3.8 – Outils de coupe utilisés dans les essais de coupe orthogonale instrumentée.

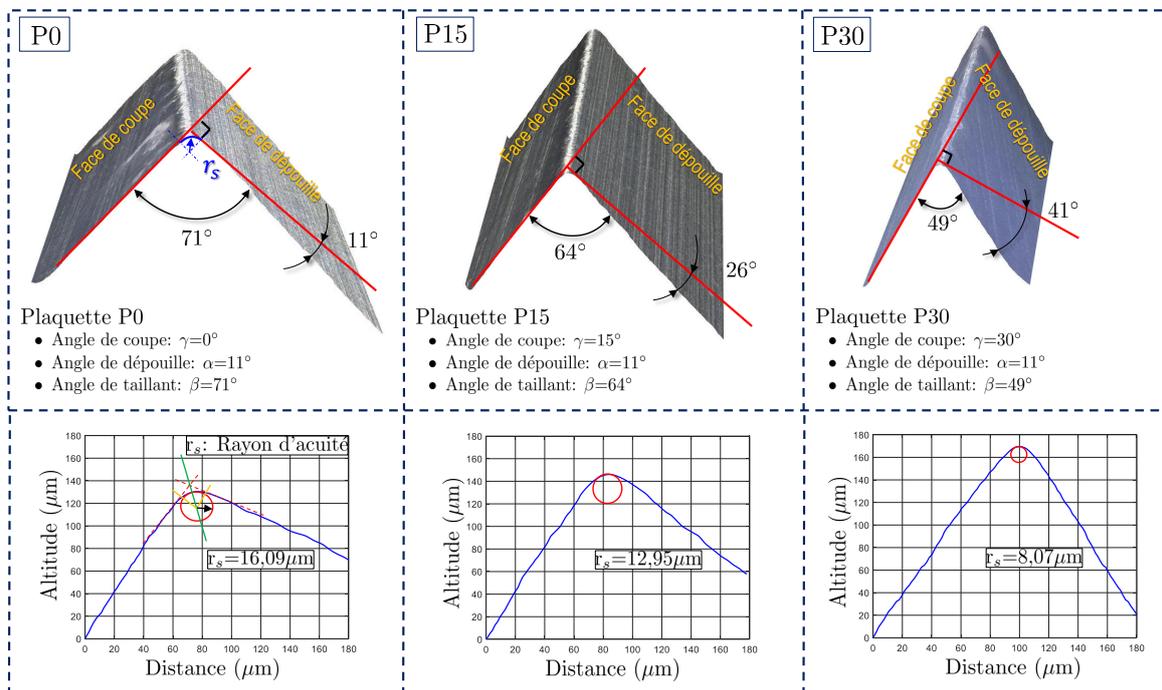


FIGURE 3.9 – Reconstruction 3D et profils des faces de coupe et de dévissage des différentes plaquettes utilisées pour les essais de coupe orthogonale.

## 3.3 Corrélation d'Images Numériques (CIN)

### 3.3.1 Démarche générique

La mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale a débuté avec des méthodes analytiques. Ces méthodes consistent à analyser des images (avant et après la déformation induite par un essai de coupe orthogonale) d'une grille imprimée sur la surface de la pièce [Bitans and Brown, 1965, Childs, 1971, Jeelani and Ramakrishnan, 1982a, Jeelani and Ramakrishnan, 1982b, Ghadbeigi et al., 2008, Pujana et al., 2008] ou de lignes [Bi et al., 2009, List et al., 2013]. Cette analyse permet de mesurer les déplacements des nœuds de la grille (ou des points d'une ligne) ainsi que de remonter au champs des déformations. Cependant, la complexité de l'impression d'une grille, sa distorsion au niveau de la zone de coupe et souvent la faible résolution spatiale des grandeurs cinématiques mesurées limitent leur utilisation pour identifier des bandes de déformation localisée.

D'autres ont choisi d'utiliser des méthodes numériques ayant recourt à la technique de Corrélation d'Images Numériques (CIN) [Hijazi and Madhavan, 2008, Pottier et al., 2014, Baizeau et al., 2017]. En effet, la CIN [Sutton et al., 2008, Sutton et al., 2009] permet de mesurer un champ de déplacement avec une précision "sub-pixelique" ( $<1\mu\text{m}$ ) et de gagner en terme de résolution spatiale des grandeurs cinématiques mesurées. Le principe de la CIN consiste à déterminer le vecteur déplacement  $\vec{U}$  d'un point matériel repéré sur l'image de référence en faisant une comparaison entre le niveau de gris d'un pixel centré sur ce point dans l'image de référence et son correspondant dans l'image déformée (figure 3.10). Le problème de la corrélation revient à trouver la position du point  $M(X,Y)$  repéré sur l'image de référence dans l'image déformée par l'équation de conservation stricte des niveaux des gris :

$$f(X, Y) = g(X + U_x, Y + U_y) = g(x, y) \quad (3.1)$$

Ce problème est mal posé [Pierré, 2016] et il existe soit aucune soit plusieurs solutions. Ainsi, la recherche de la position du point  $M$  se fait par minimisation du Résidu de corrélation ( $R$ ) appliqué à un motif de taille supérieure stricte à 1 pixel. La non conservation de la luminance entre une image de référence et une image déformée est à l'origine d'une différence entre les histogrammes des niveaux des gris (figure 3.10). Ainsi, en corrélation d'images, la convergence vers une solution optimale du vecteur déplacement  $\vec{U}$  ne peut se faire que par le biais d'une minimisation du résidu de corrélation. De ce fait, plusieurs critères sont utilisés (tableau 3.4). On distingue deux types de critères : *i*) critère de corrélation croisée ("Cross Correlation" (CC)) et *ii*) critère de corrélation avec la somme des différences quadratiques ("Sum of Squared Differences (SSD)). Ces deux types de critères sont reliés [Pan et al., 2007]. A titre d'exemple, le critère ZNSSD (tableau 3.4) peut être déduit du critère ZNCC :  $C_{ZNSSD} = 2 \times [1 - C_{ZNCC}]$ . De la même façon pour les deux critères NSSD et NCC :  $C_{NSSD} = 2 \times [1 - C_{NCC}]$ . Ainsi, minimiser

le résidu de corrélation revient soit à maximiser les critères de type CC soit à minimiser les critères de type SSD.

Ces critères diffèrent selon leurs sensibilités aux variations de l'illumination (chapitre 2) qui

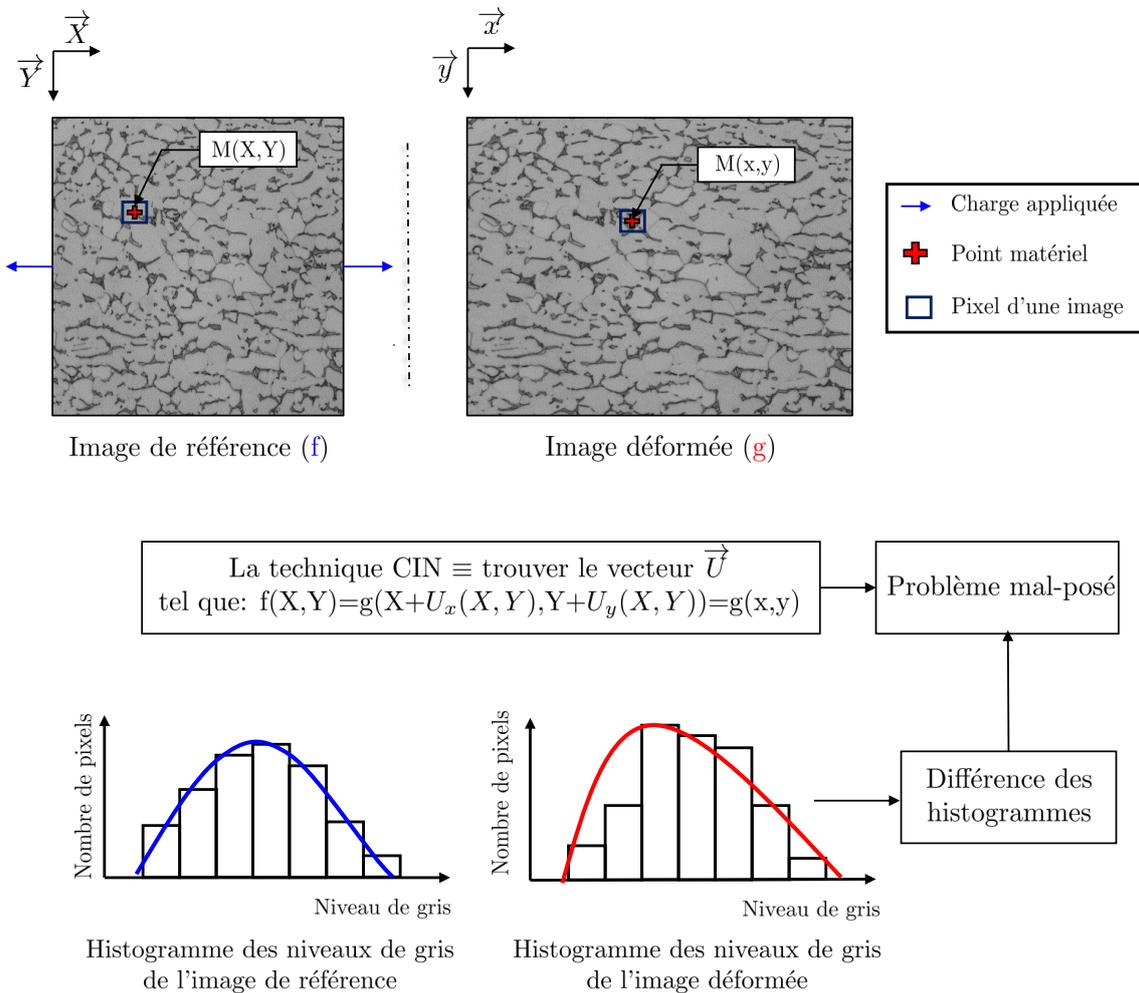


FIGURE 3.10 – Illustration schématique du principe de la corrélation en 2D.

dépendent principalement des conditions de l'essai (perturbations extérieures) et de sa nature (statique ou dynamique). Seuls les deux critères de type gradient ZNCC et ZNSSD sont invariants par rapport à une variation linéaire des niveaux des gris ( $g'(x, y) = a \times g(x, y) + b$ ) causée par une variation de l'illumination [Pan et al., 2009]. En plus de sa nature dynamique, l'essai de coupe orthogonale s'accompagne par un mouvement hors plan du copeau qui induit une variation de l'illumination. De ce fait, les critères ZNCC et ZNSSD sont recommandés pour l'application de la CIN sur des images obtenues de la zone de coupe.

Par ailleurs, deux types de corrélation existent : la corrélation incrémentale et la corrélation non incrémentale (figure 3.11.a). La première consiste à mesurer des grandeurs cinématiques (champs de déplacement et de déformation) d'une image  $i$  par rapport à la précédente  $i-1$ . La deuxième permet de retrouver des grandeurs cinématiques cumulées, par corrélation entre une image  $i$  et l'image de référence (0). Le choix du type de la corrélation va dépendre de la géomé-

TABLE 3.4 – Différents critères de corrélation utilisés avec la technique CIN [Pan et al., 2009].

Corrélation Croisée (CC)	Définition
"Cross Correlation" (CC)	$C_{CC} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M [f(X_i, Y_j) \times g(x_i, y_j)] \quad (3.2)$
"Normalized Cross Correlation" (NCC)	$C_{NCC} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M \left[ \frac{f(X_i, Y_j) \times g(x_i, y_j)}{\bar{f} \times \bar{g}} \right] \quad (3.3)$ <p>Avec :</p> $\begin{cases} \bar{f} = \sqrt{\sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M [f(X_i, Y_j)]^2} \\ \bar{g} = \sqrt{\sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M [g(x_i, y_j)]^2} \end{cases} \quad (3.4)$
"Zero-Normalized Cross Correlation" (ZNCC)	$C_{ZNCC} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M \left[ \frac{(f(X_i, Y_j) - f_m) \times (g(x_i, y_j) - g_m)}{\Delta f \times \Delta g} \right] \quad (3.5)$ <p>Avec : <math>f_m</math> et <math>g_m</math> sont les moyennes des niveaux de gris.</p> $\begin{cases} \Delta f = \sqrt{\sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M [f(X_i, Y_j) - f_m]^2} \\ \Delta g = \sqrt{\sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M [g(x_i, y_j) - g_m]^2} \end{cases} \quad (3.6)$
Somme des différences quadratiques (SSD)	Définition
"Sum of Squared Differences" (SSD)	$C_{SSD} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M [f(X_i, Y_j) - g(x_i, y_j)]^2 \quad (3.7)$
"Normalized Sum of Squared Differences" (NSSD)	$C_{NSSD} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M \left[ \frac{f(X_i, Y_j)}{\bar{f}} - \frac{g(x_i, y_j)}{\bar{g}} \right]^2 \quad (3.8)$
"Zero-Normalized Sum of Squared Differences" (ZNSSD)	$C_{ZNSSD} = \sum_{i=-M}^M \sum_{j=-M}^M \left[ \frac{f(X_i, Y_j) - f_m}{\Delta f} - \frac{g(x_i, y_j) - g_m}{\Delta g} \right]^2 \quad (3.9)$

trie du copeau (continu ou segmenté), ses différentes phases de formation ainsi que le nombre d'images et leurs niveaux d'affectation par une variation de l'illumination.

A titre d'exemple, l'usinage de l'alliage Ti-6Al-4V génère des copeaux segmentés. La forma-

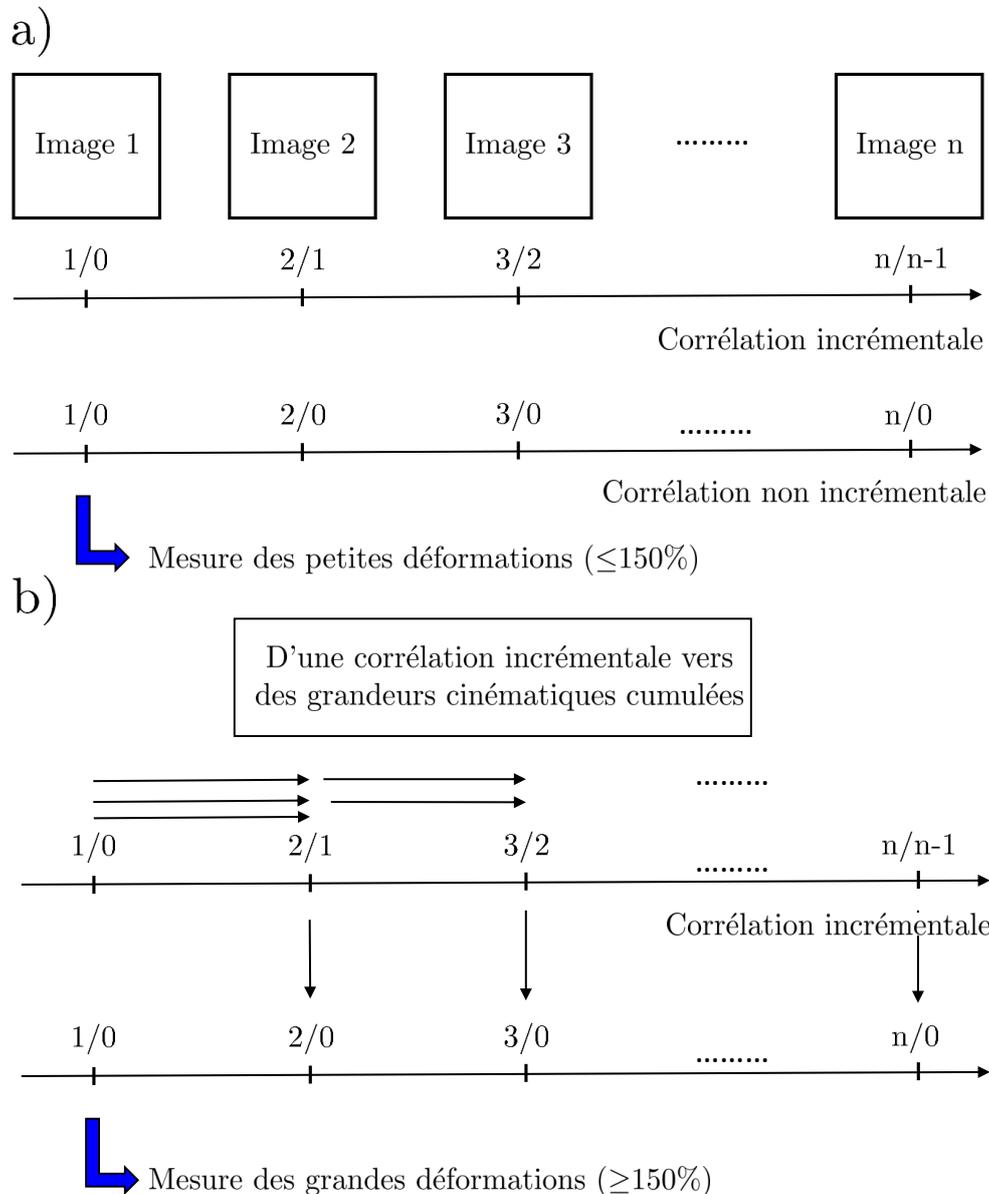


FIGURE 3.11 – Démarche générique de : a) la corrélation incrémentale et non incrémentale et b) d'une Corrélation Incrémentale vers des Grandeurs Cinématiques Cumulées (C3IG).

tion d'un seul segment de copeau se produit avec 3 différentes phases (figure 3.12) : 1) localisation de la déformation dans une zone proche de la pointe de l'outil de coupe, 2) propagation de la localisation de la déformation depuis la pointe de l'outil vers le bord libre de la pièce accompagnée par un cisaillement intense de la matière et 3) glissement du segment de copeau par rapport au plan de cisaillement [Pottier et al., 2014]. Afin de pouvoir identifier les bandes de localisation de la déformation ainsi que le niveau des déformations atteintes, une corrélation non incrémentale semble nécessaire pour mesurer des grandeurs cinématiques cumulées. Cepen-

dant, la matière subit des grandes déformations ( $\geq 150\%$ ) [Pottier, 2013] et les images obtenues sont généralement fortement affectées par la variation au niveau de l'illumination. Ainsi, une étape de corrélation incrémentale est nécessaire avant de remonter aux grandeurs cinématiques cumulées (figure 3.11.b). A ce stade, on est contraint par les logiciels de corrélation d'images numériques. En effet, ces logiciels (commerciaux (Vic2D) ou académiques (Correli-Q4, 7D)) n'offrent que deux types de corrélations (incrémentale ou non incrémentale) et ne permettent pas le passage d'une corrélation incrémentale vers des grandeurs cinématiques cumulées.

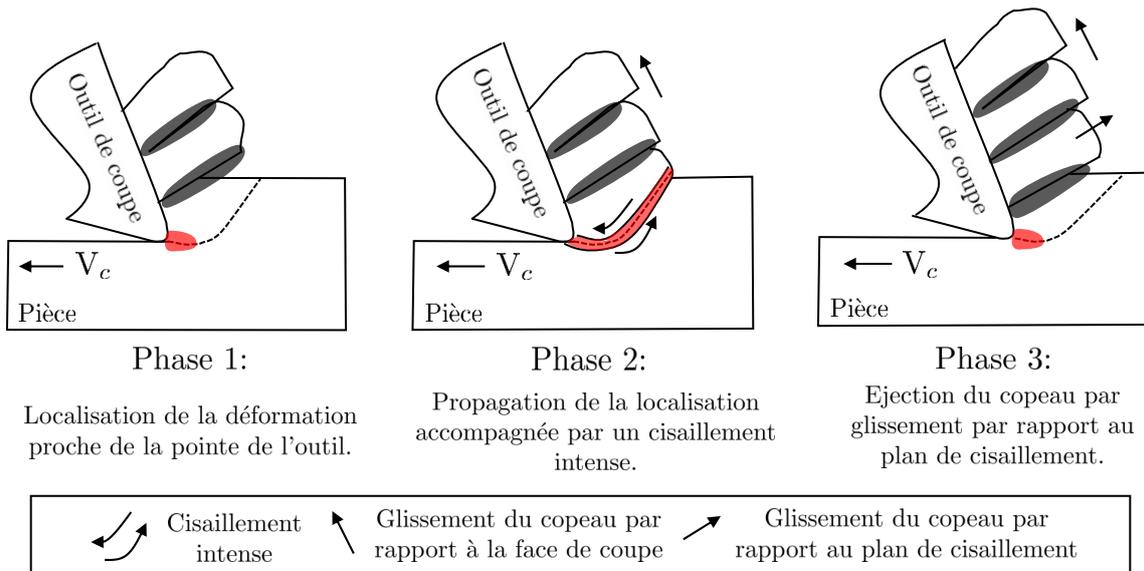


FIGURE 3.12 – Les différentes phases de formation d'un copeau segmenté.

En résumé, l'application de la technique CIN diffère selon trois facteurs : *i*) critère de corrélation (décrit ci-dessus), *ii*) type de corrélation (incrémentale ou non-incrémentale (figure 3.11.a)) et *iii*) l'approche (globale ou locale) qui sera détaillée dans la section suivante afin de choisir l'approche adéquate.

### 3.3.2 Approche globale

Avec l'approche globale basée sur une formulation éléments finis [Hild and Roux, 2008, Hild and Roux, 2011], la région d'intérêt (ROI) est maillée ou discrétisée en éléments finis notés par  $\Omega_m$  (figure 3.13). Deux éléments adjacents partagent deux nœuds en commun (avec un élément de type Q4). Ceci permet d'assurer une continuité des déplacements mesurés (la ROI est considérée comme un ensemble continu). La figure 3.13 montre une discrétisation de la ROI par des quadrangles à 4 nœuds (Q4) dont le nombre total d'éléments sera noté par  $M$ . Le nombre total des nœuds sera noté par  $N$ . L'approche globale consiste à déterminer l'ensemble des déplacements nodaux suivant chaque direction ( $x$  et  $y$ ). Pour chaque nœud, les composantes de déplacement suivant  $x$  et  $y$  sont notées respectivement par  $U_x$  et  $U_y$ . Avec l'approche globale, la minimisation du résidu de corrélation se fait sur toute la ROI ou l'ensemble des éléments de

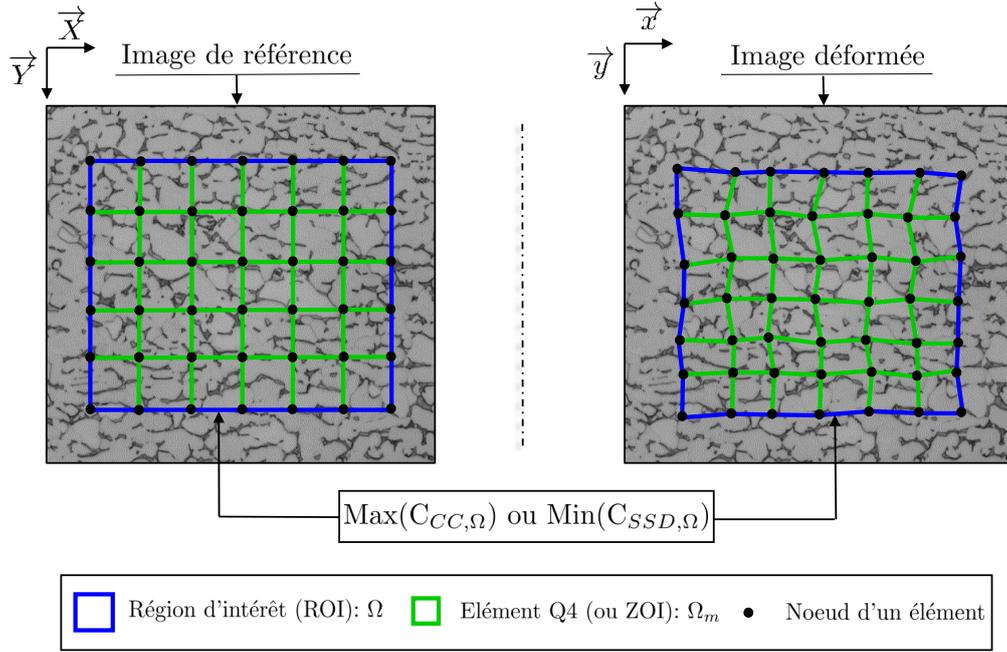


FIGURE 3.13 – Illustration schématique du principe de la corrélation avec un approche globale utilisant des éléments Q4.

$\Omega$ . Selon Wang et al [Wang et al., 2015a], le critère de corrélation généralement utilisé avec cette approche est le critère SSD :

$$C_{SSD,\Omega}(p_\Omega) = \sum_{m=1}^M C_{SSD,\Omega_m} = \sum_{m=1}^M \sum_{\Omega_m} [f(X_i, Y_j) - g(x_i, y_j)]^2 \quad (3.10)$$

avec  $p_\Omega$  l'ensemble des déplacements nodaux à déterminer par minimisation du résidu de corrélation,  $(X_i, Y_j)$  coordonnés d'un nœud de l'élément  $\Omega_m$  dans l'image de référence et  $(x_i, y_j)$  coordonnés de son correspondant dans l'image déformée. Étant donnée que l'approche globale est basée sur une formulation éléments finis, les composantes de déplacement de chaque pixel situé dans un élément  $\Omega_m$  sont obtenues par :

$$\begin{cases} U_{x,\Omega_m}(X_i, Y_j) = \sum_{l=1}^k N_l(\xi, \eta) U_{x,ml} \\ U_{y,\Omega_m}(X_i, Y_j) = \sum_{l=1}^k N_l(\xi, \eta) U_{y,ml} \end{cases} \quad (3.11)$$

où  $\xi \in [-1, 1]$  et  $\eta \in [-1, 1]$  sont les coordonnées locales du pixel  $(X_i, Y_j)$  situé dans l'élément  $\Omega_m$ ,  $U_{x,ml}$  et  $U_{y,ml}$  sont respectivement les composantes de déplacement suivant x et y du nœud l de l'élément  $\Omega_m$ ,  $N_l$  sont les fonctions de forme et k est le nombre total des nœuds de l'élément  $\Omega_m$ . En particulier pour un élément Q4 (k=4), les composantes de déplacement de chaque pixel sont décrites par la figure 3.14 et les fonctions de forme utilisées sont données par les équations 3.12.

$$\begin{cases} N_1 = \frac{(1-\xi).(1-\eta)}{4} \\ N_2 = \frac{(1+\xi).(1-\eta)}{4} \\ N_3 = \frac{(1+\xi).(1+\eta)}{4} \\ N_4 = \frac{(1-\xi).(1+\eta)}{4} \end{cases} \quad (3.12)$$

Notons que la description de l'approche globale, comme montrée ci-dessus, est donnée avec

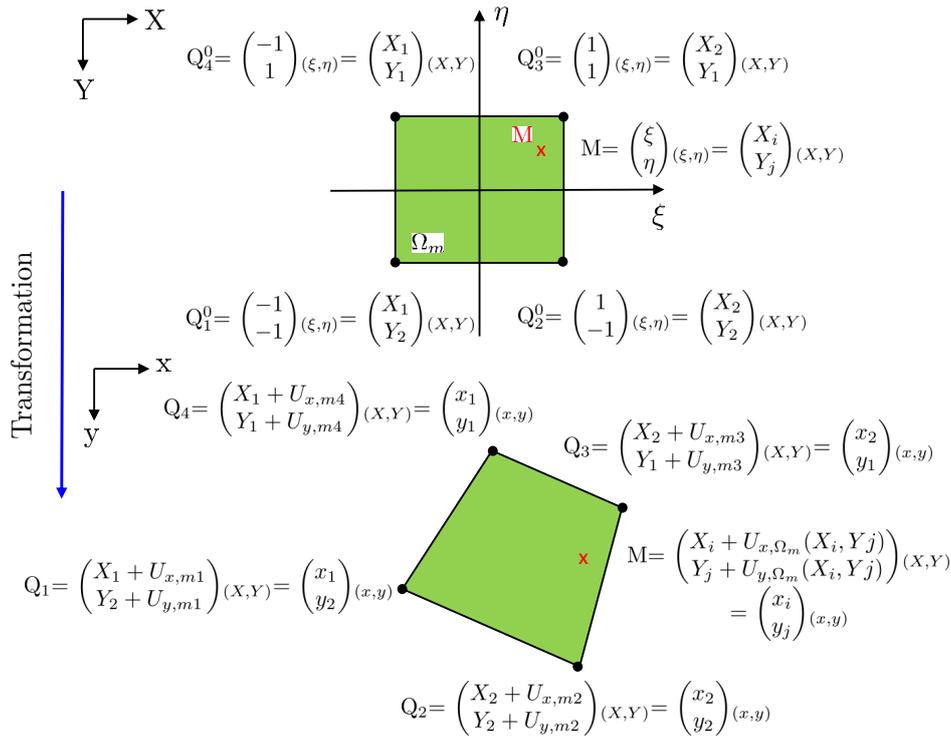


FIGURE 3.14 – Transformation d'un élément  $\Omega_m$  de type Q4 d'une image de référence vers l'image déformée.

des éléments Q4 dans le but de simplifier la compréhension de sa démarche générique. Par ailleurs, les éléments peuvent être triangulaires (T3, T6) ou quadrangulaires (Q4 ou Q8) dans le cas d'une corrélation 2D [Besnard et al., 2006, Wang et al., 2015a, Wang and Pan, 2016], tétraédriques ou octogonales dans le cas d'une corrélation 3D. De même, les fonctions de forme peuvent être linéaires ou non linéaires.

Comme pour la modélisation par éléments finis, cette approche permet de déterminer les déplacements nodaux et puis remonter aux champs des déformations. Ainsi, elle permet une comparaison directe entre les résultats de la simulation numérique et les résultats mesurés par application de la CIN.

### 3.3.3 Approche locale

L'approche locale diffère de l'approche globale suivant la minimisation du résidu de corrélation. Avec cette approche, chaque noeud de la grille est interprété indépendamment du reste

des nœuds. En effet, la détermination des composantes de déplacements de chaque nœud se fait par le biais d'un motif centré sur ce nœud (figure 3.15). Cette approche consiste à déterminer le correspondant du motif repéré sur l'image de référence dans l'image déformée par minimisation du résidu de corrélation en utilisant l'un des critères de corrélation de type CC ou SSD. Comme

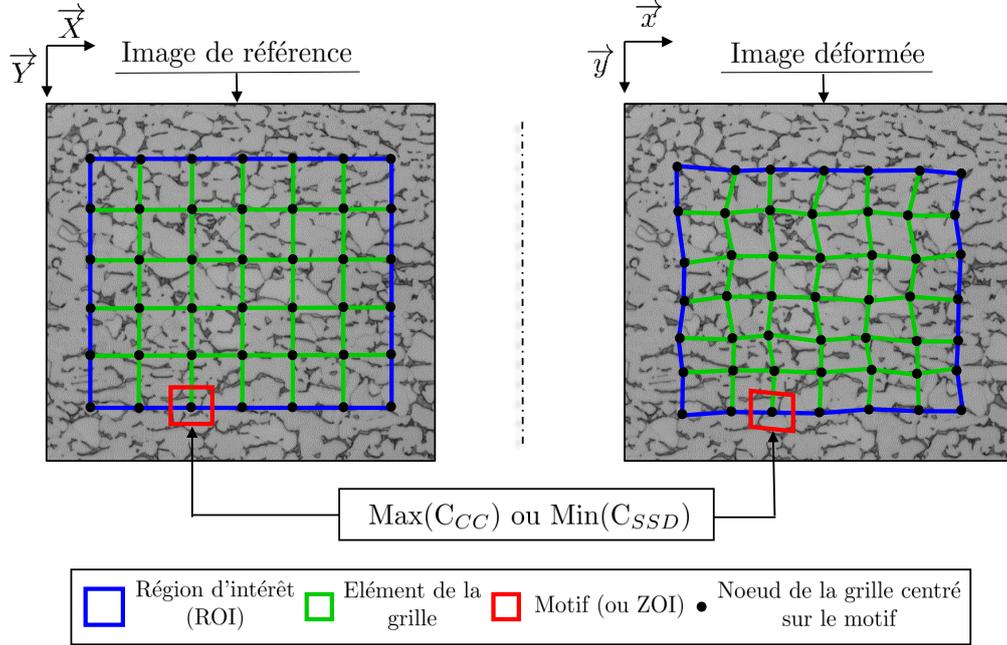


FIGURE 3.15 – Illustration schématique du principe de la corrélation avec un approche locale.

la forme du motif sera modifiée dans l'image déformée (figure 3.16), des fonctions de formes associées à la nature de cette modification devraient être définies [Bornert et al., 2009, Pan et al., 2009]. Ainsi, pour chaque point  $Q(X_i, Y_j)$  appartenant à un motif non déformé (ou dans l'image de référence), son correspondant dans le motif déformé (ou dans l'image déformée) est déterminé selon les fonctions de forme définies au préalable :

$$\begin{cases} x_i = X_i + \xi(X_i, Y_j) \\ y_j = Y_j + \eta(X_i, Y_j) \end{cases} \quad (3.13)$$

où  $\xi$  et  $\eta$  sont respectivement les fonctions de forme suivant  $x$  et  $y$ .

L'ordre de ces fonctions de forme dépend de la nature des déformations subies par le matériau. En effet, pour un mouvement de corps rigide, des fonctions de forme d'ordre 0 sont suffisantes :

$$\begin{cases} \xi_0(X_i, Y_j) = U_{X0} \\ \eta_0(X_i, Y_j) = U_{Y0} \end{cases} \quad (3.14)$$

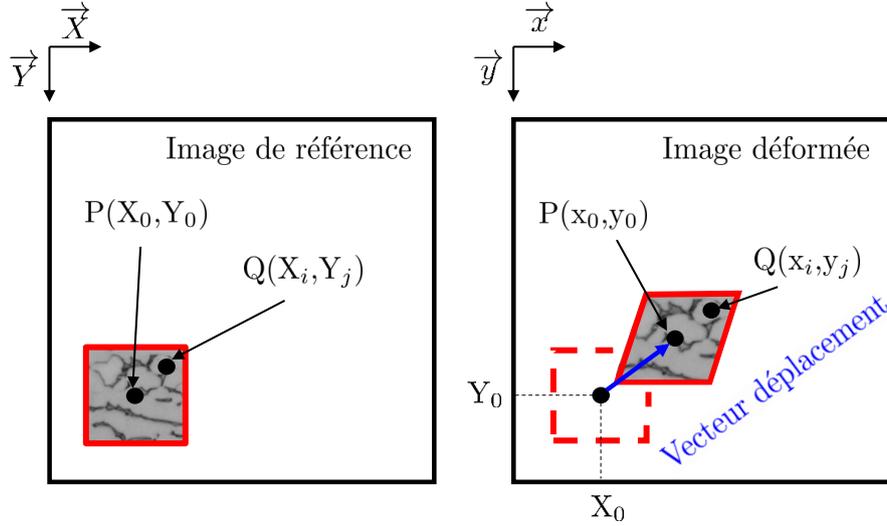


FIGURE 3.16 – Vecteur déplacement du centre d'un motif (selon Pan et al [Pan et al., 2009]) ayant subi un changement de forme induit par la déformation.

Cependant, en coupe orthogonale, la matière subit des déformations de compression, traction et cisaillement. Ainsi, des fonctions de forme avec un ordre d'au minimum 1 sont nécessaires :

$$\begin{cases} \xi_1(X_i, Y_j) = U_{X_0} + \frac{\partial U_X}{\partial X} \Delta X + \frac{\partial U_X}{\partial Y} \Delta Y \\ \eta_1(X_i, Y_j) = U_{Y_0} + \frac{\partial U_Y}{\partial X} \Delta X + \frac{\partial U_Y}{\partial Y} \Delta Y \end{cases} \quad (3.15)$$

avec  $(U_{X_0}, U_{Y_0})$  sont les composantes du déplacement du centre  $(X_0, Y_0)$ ,  $\Delta X = X_i - X_0$  et  $\Delta Y = Y_i - Y_0$ .

Par ailleurs, Lu et al [Lu and Cary, 2000] proposent l'utilisation de fonctions de forme de second ordre, données par l'équation 3.16, pour décrire des états de déformation plus compliqués.

$$\begin{cases} \xi_2(X_i, Y_j) = U_{X_0} + \frac{\partial U_X}{\partial X} \Delta X + \frac{\partial U_X}{\partial Y} \Delta Y + \frac{1}{2} \frac{\partial^2 U_X}{\partial X^2} \Delta X^2 + \frac{1}{2} \frac{\partial^2 U_X}{\partial Y^2} \Delta Y^2 + \frac{\partial^2 U_X}{\partial X \partial Y} \Delta X \Delta Y \\ \eta_2(X_i, Y_j) = U_{Y_0} + \frac{\partial U_Y}{\partial X} \Delta X + \frac{\partial U_Y}{\partial Y} \Delta Y + \frac{1}{2} \frac{\partial^2 U_Y}{\partial X^2} \Delta X^2 + \frac{1}{2} \frac{\partial^2 U_Y}{\partial Y^2} \Delta Y^2 + \frac{\partial^2 U_Y}{\partial X \partial Y} \Delta X \Delta Y \end{cases} \quad (3.16)$$

Pour simplifier la définition des fonctions de forme utilisées avec une approche locale, ces fonctions ne sont qu'un développement limité du vecteur déplacement d'un point matériel au voisinage de  $X_0$  et  $Y_0$  dont l'ordre est choisi en fonction de l'état de déformation subi par le matériau :

$$f(X_i, Y_i) = f(X_0 + \Delta X, Y_0 + \Delta Y) = f(X_0, Y_0) + \frac{\partial f}{\partial X} \Delta X + \frac{\partial f}{\partial Y} \Delta Y + \theta(\sqrt{((\Delta X + \Delta Y)^2)}) \quad (3.17)$$

avec  $f$  une fonction qui peut prendre  $\xi$  ou  $\eta$ .

Notons que le déplacement d'un point  $(X_i, Y_j)$  peut l'amener à occuper des positions sub-pixelique dans l'image déformée. Ainsi, les niveaux des gris des points  $(x_i, y_j)$  sont calculés par interpolation [Vacher et al., 1999, Pan et al., 2009].

### 3.3.4 Conclusion intermédiaire

Comme pour la modélisation par la méthode des éléments finis, les déformations localisées vont induire une distorsion des éléments de maillage. Ceci constitue l'une des limitations de l'approche globale (où la ROI est considérée comme un ensemble continu) pour la mesure des champs des déformations au niveau de la zone de coupe. On a donc intérêt à raffiner le maillage. Cependant, avec la technique CIN, la réduction de la taille des motifs va diminuer le gradient des niveaux des gris ce qui pose des difficultés dans l'application de la CIN. Afin de remédier à ce problème, l'approche locale est plus adéquate du fait que chaque motif est interprété indépendamment du reste (comme décrit ci-dessus). Ainsi, avec des motifs chevauchés, nous évitons la réduction de leurs tailles tout en assurant la mesure des déplacements ou des déformations localisées.

Pour la mesure des grandeurs cinématiques cumulées, nous avons fait une classification de différents logiciels CIN (tableau 3.5) essentiellement pour vérifier l'existence de la méthode C3IG :

- Correli Q4 [Hild and Roux, 2008] emploie une approche globale. Son utilisation dans le cadre de cette étude n'est pas recommandée. De plus, il ne dispose pas de la méthode C3IG.
- VIC 2D et 7D [Vacher et al., 1999] emploient une approche locale recommandée pour le cas de cette étude. Néanmoins, ils ne disposent pas de la méthode C3IG.
- Seul Ncorr [Blaber et al., 2015] dispose de la méthode C3IG. De plus, il emploie un critère de corrélation de type gradient (ZNSSD) qui est invariant par rapport à une variation linéaire en illumination.

TABLE 3.5 – Données de quelques logiciels de CIN en terme de critère de corrélation, type de corrélation, approche et le passage d'une Corrélation Incrémentale vers des Grandeurs Cinématiques Cumulées (C3IG).

Logiciel CIN	Critère de corrélation	Type de corrélation	Approche	Méthode C3IG
Correli Q4	SSD	Incrémentale et non incrémentale	Globale	Non
VIC2D	SSD, NSSD et ZNSSD	Incrémentale et non incrémentale	Locale	Non
7D	NCC et ZNCC	Incrémentale et non incrémentale	Locale	Non
Ncorr	ZNSSD	Incrémentale	Locale	Oui

Cette classification a donc permis d'identifier le logiciel CIN adéquat (Ncorr) pour notre étude. Il sera adopté pour la mesure des grandeurs cinématiques cumulées lors de la formation d'un segment de copeau.

## 3.4 Outils numériques

### 3.4.1 Analyse de la texture

Différentes techniques de préparation de la surface sont employées dans le contexte de mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale. Ces techniques diffèrent selon la taille du motif créé ( $d_m$ ) et par conséquent la résolution spatiale des grandeurs cinématiques mesurées. En effet, plus la taille du motif est petit, plus on fait croître la résolution spatiale des grandeurs cinématiques mesurées et plus on peut identifier des bandes de déformation localisée. Le tableau 3.6 donne la taille du motif en fonction du matériau étudié ainsi que la technique de préparation de surface.

La technique de préparation de surface dépend aussi de la technique employée pour la mesure des champs cinématiques. En effet, seul le dépôt de matière ainsi que la technique basée sur le polissage (suivi ou non par une attaque chimique ou sablage) peuvent être utilisés pour créer des motifs discernables utiles pour l'application de la technique CIN. Afin d'analyser la qualité de la texture, des outils numériques sont utilisés et se distinguent par l'échelle de l'analyse : globale ou locale.

L'analyse de la texture a un rôle important sur la mesure des champs des déplacements par la technique CIN. Elle permet de déterminer la taille du motif assurant une application correcte de la CIN. Cette section décrit les outils utilisés pour l'analyse de la texture basée sur des images capturées de la surface de la pièce préparée soit par la technique de dépôt, soit par la technique basée sur le polissage.

#### Analyse globale

Une image capturée par une caméra rapide est généralement codée sur 8 bits. Ainsi, chaque pixel de l'image correspond à une valeur dans l'intervalle dynamique  $[0..2^8]$  dit niveau de gris. L'analyse de l'histogramme des niveaux de gris demeure une analyse globale et permet de vérifier :

- le degré de luminosité de l'image.
- la dynamique de l'image ( $\Delta N_G$ ) donnée par :

$$\Delta N_G = N_{G,max} - N_{G,min} \quad (3.18)$$

avec  $N_{G,max}$  et  $N_{G,min}$  respectivement les niveaux de gris maximum et minimum de l'image.

Cette vérification globale est généralement faite pour : *i*) éviter la sous-exposition ou sur-exposition à la lumière et *ii*) vérifier la dynamique des niveaux de gris de l'image. Triconnet et al [Triconnet et al., 2009] ont indiqué que l'utilisation d'une grande partie de l'intervalle dynamique permet de réduire le plus petit déplacement mesurable ( $U_{min}$ ).

TABLE 3.6 – Taille du motif en fonction du matériau et de la technique de préparation employée.

Référence	Matériaux	Techniques	$d_m$ ( $\mu\text{m}$ )
[Bitans and Brown, 1965]	Cire	Grille	381
[Childs, 1971]	Cuivre	Grille imprimée par une machine de microdureté	25,4
[Jeelani and Ramakrishnan, 1982a]	Alliage d'acier	Grille imprimée par une machine à microtomes	12,7
[Jeelani and Ramakrishnan, 1982b]	Laiton recuit	Grille imprimée par une machine à microtomes	12,7
[Ghadbeigi et al., 2008]	AA5182	Grille imprimée par lithographie de faisceau d'électrons	10
[Pujana et al., 2008]	42CrMo4	Grille imprimée par marquage laser	65
[Bi et al., 2009]	NS	Impression de lignes parallèles	NS
[List et al., 2013]	AISI 1018	Impression de lignes parallèles	170
[Moulart et al., 2015]	Fonte	dépôt de matière	225
[Blanchet, 2015]	CFRP	dépôt de matière	135
[Sutter, 2005]	AISI 1018	polissage + attaque chimique	NS
[Lee et al., 2006]	Cuivre	Polissage	16,5
[Hijazi and Madhavan, 2008]	AISI 1045	Polissage	NS
[Ebenezer et al., 2009]	Al6061-T6	Polissage	41
[Arriola et al., 2011]	42CrMo4+ et 42CrMo4E	Polissage	NS
[Guo et al., 2012]	Ti-Mg	Polissage	NS
[Calamaz et al., ]	Ti-6Al-4V	polissage + attaque chimique	19,2
[Pottier et al., 2014]	Ti-6Al-4V	polissage + attaque chimique	16,5
[Guo et al., 2015]	Laiton	Polissage	NS
[Cai et al., 2015]	Cuivre	Polissage + attaque chimique	NS
[Zhang et al., 2016]	Al7075-T6	Polissage + attaque chimique	35
[Zhang et al., 2017]	AISI 52100	Polissage + attaque chimique	17
[Baizeau et al., 2017]	AW7020-T6	Polissage + sablage	7,9
[Zhang et al., 2018]	Al6061-T4	Polissage + sablage	10
[Harzallah et al., 2018]	Ti-6Al-4V	Polissage + attaque chimique	18,12
[Zeram dini, 2018]	Ti-6Al-4V et Ti54M	Polissage + attaque chimique	NS
[Davis et al., 2018]	ECAE Ti	Polissage	75
[Zhang et al., 2019]	NAB	Polissage + sablage	NS

### Analyse locale

L'analyse locale de la texture est plus significative que l'analyse globale. Elle permet d'évaluer si la taille du motif est suffisante pour une bonne application de la CIN. Il existe 3 outils permettant de faire cette analyse : *i*) la fonction d'autocorrélation [Bornert et al., 2009]; *ii*) l'approche MIG ("Mean Intensity Gradient) [Pan et al., 2010] et *iii*) l'approche du mouvement de corps

rigide [Triconnet et al., 2009, Pottier et al., 2014]. De par sa simplicité et son efficacité, la fonction d'autocorrélation permet de déterminer la taille du motif qui constitue une texture donnée. Ainsi, elle est retenue, dans le cadre de cette étude, pour l'analyse locale de la texture des deux alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718.

### 3.4.2 Outils de post-traitement numérique

#### 3.4.2.1 Conversion, calcul et superposition

Afin de permettre la superposition des grandeurs cinématiques, mesurées par la technique CIN, sur des images brutes capturées par la caméra rapide, un script Matlab est développé (figure 3.17) permettant de :

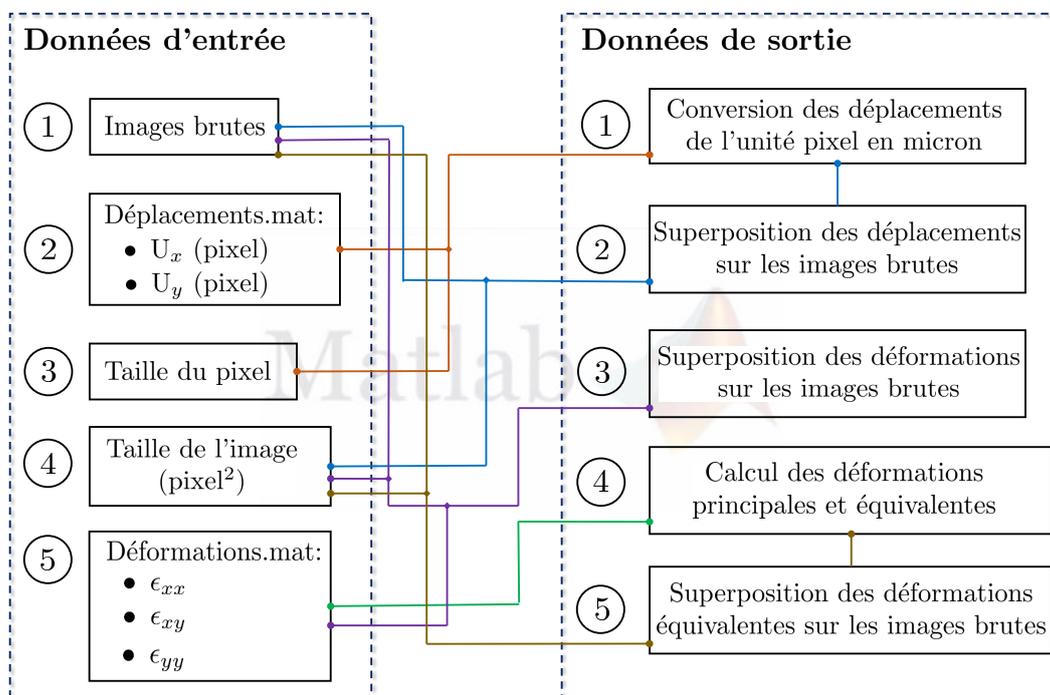


FIGURE 3.17 – Description du script Matlab développé pour la conversion des champs de déplacement et la superposition des champs cinématiques sur des images brutes : données d'entrée et de sortie.

- Connaissant la taille d'un pixel, les déplacements mesurés sont convertis de l'unité pixel en micron. Puis, ils sont superposés sur des images brutes.
- Les champs de chaque composante des déformations sont superposés sur des images brutes.
- Calcul de la déformation équivalente et leur superposition sur des images brutes.

### 3.4.2.2 Suivi des niveaux des déformations

Afin de permettre le suivi des niveaux des déformations à différents points matériels, un script Matlab est développé (figure 3.18). Il permet de visualiser le profil des déformations sur une ligne horizontale (suivant le direction de la vitesse de coupe) dont la distance qui la sépare de la pointe de l'outil est notée par  $d_v$  (figure 3.18) :

- $d_v=100\mu\text{m}$  : étant donné que l'avance vaut  $200\mu\text{m}$ , les points matériels appartenant à cette ligne sont situés au coeur du segment de copeau.
- $d_v=50$  ou  $0\mu\text{m}$  : ces points matériels se situent dans une zone proche de la pointe de l'outil.
- $d_v=-50\mu\text{m}$  : ce sont des points matériels situés sous la surface usinée. Ils sont supposés être animés par un mouvement de corps rigide.

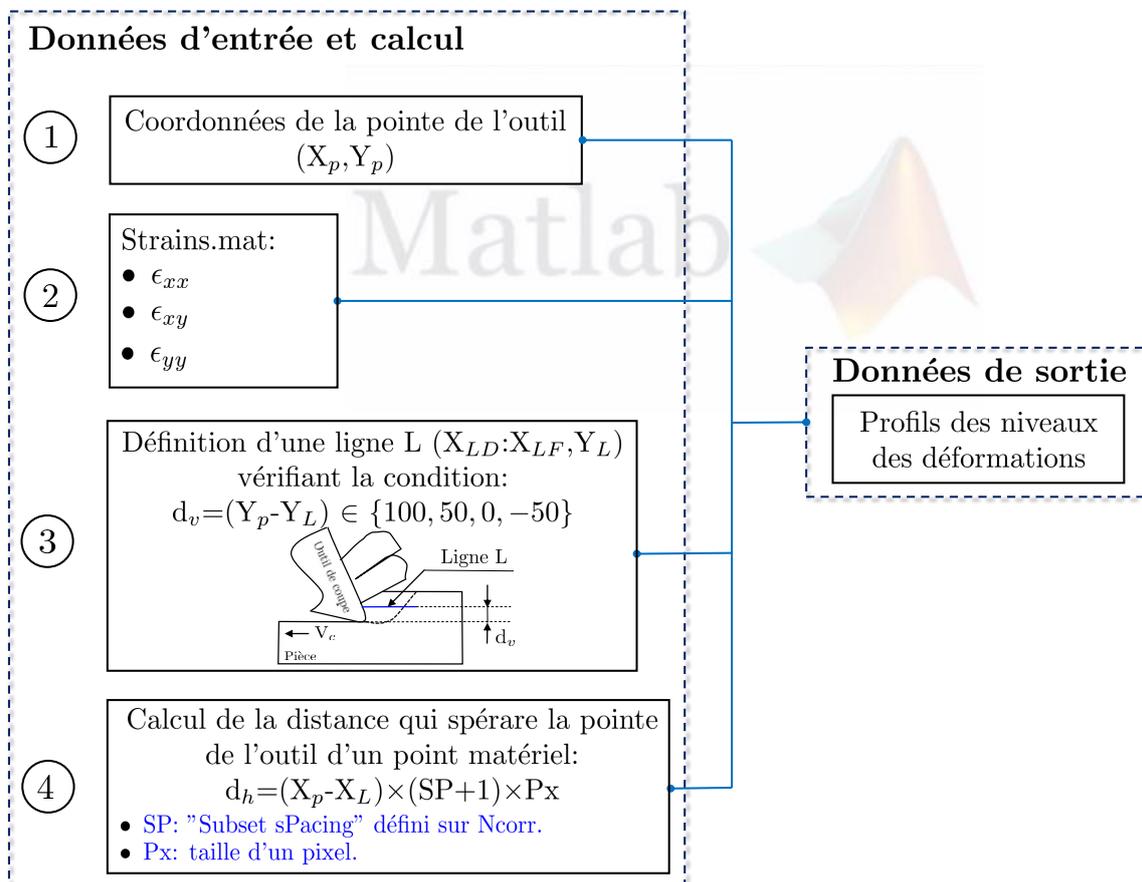


FIGURE 3.18 – Description du script Matlab développé pour le suivi des niveaux des déformations.

## 3.5 Analyse des résultats expérimentaux

### 3.5.1 Cas de l'alliage Ti-6Al-4V

#### 3.5.1.1 Périodicité de segmentation

Des essais de coupe orthogonale sur l'alliage Ti-6Al-4V sont menés pour examiner la périodicité de segmentation des copeaux en fonction des paramètres de coupe (figure 3.19 et 3.20). Avec des observations microscopiques, 3 différents domaines de segmentation sont identifiés suite à une analyse qualitative :

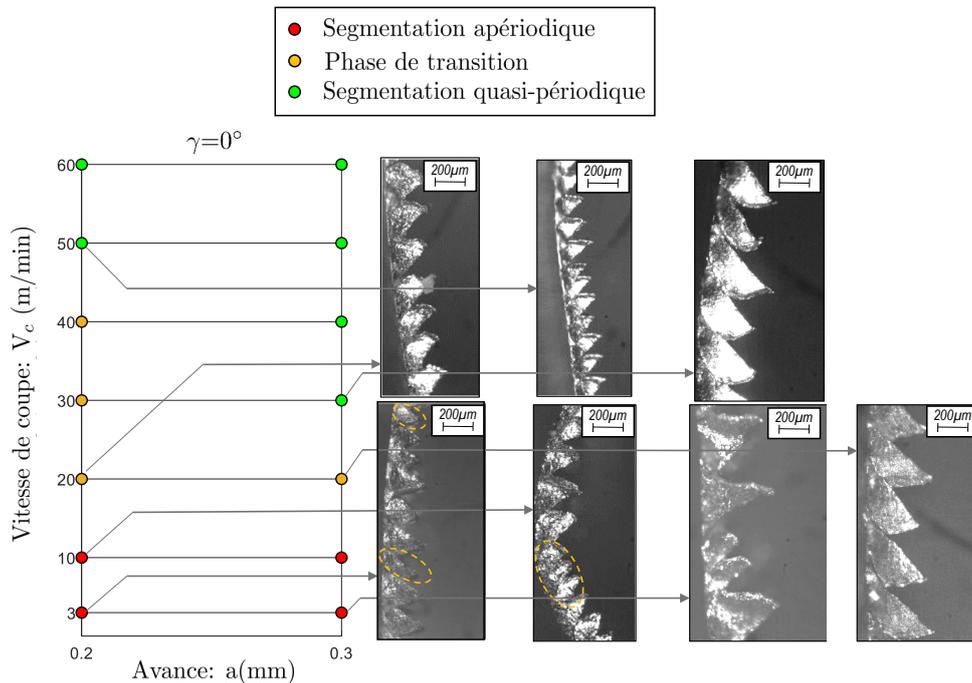


FIGURE 3.19 – Périodicité de segmentation des copeaux en Ti-6Al-4V en fonction des vitesses de coupe et des avances pour un outil à  $0^\circ$  d'angle de coupe.

- Segmentation aperiodique : elle se caractérise par des segments de copeaux de différentes largeurs. A une faible vitesse de coupe (3m/min), une portion de copeau continu apparaît notamment avec un angle de coupe de  $0^\circ$ . Cette segmentation aperiodique témoigne une sollicitation thermomécanique qui diffère selon chaque segment. Par conséquent, le niveau de déformation de la matière au niveau des zones de cisaillement est variable.
- Phase de transition : elle se caractérise par des segments de copeaux de différentes largeurs. Aucune portion de copeau continu n'est observée.
- Segmentation quasi-periodique : elle se caractérise par des segments de copeaux de largeurs quasi-identiques. Cette segmentation témoigne une sollicitation thermomécanique pouvant être supposée de même niveau pour chaque segment.

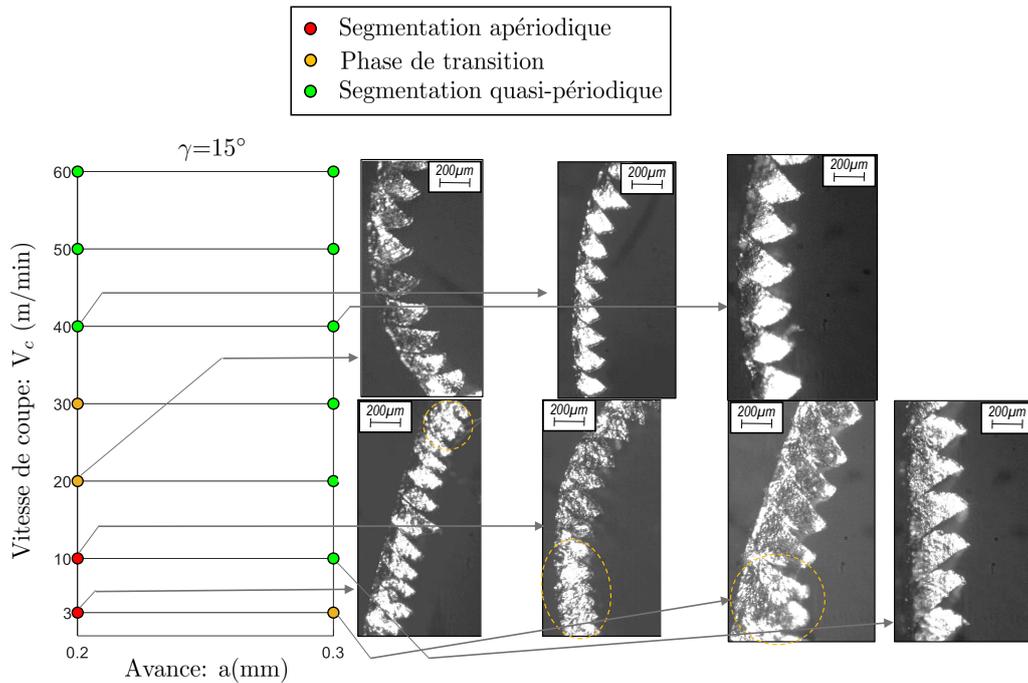


FIGURE 3.20 – Périodicité de segmentation des copeaux en Ti-6Al-4V en fonction des vitesses de coupe et des avances pour un outil à 15° d’angle de coupe.

Ces essais sont réalisés avec deux angles de coupe 0 et 15°. Pour une avance de 0,2mm, la segmentation aperiodique correspond à des vitesses de coupe inférieures strictement à 20m/min. Cette segmentation se caractérise par des segments de copeaux de différentes géométries (par exemple différence en largeur). Cela témoigne de la non-unicité des sollicitations thermomécaniques atteintes au niveau de la zone de coupe. Ainsi, le niveau de la déformation équivalente atteinte lors de la formation d’un segment de copeau pourrait être différent selon le segment choisi pour l’analyse.

### 3.5.1.2 Géométrie des copeaux

Suite à ces constatations microscopiques, les largeurs des segments ( $W$ ) ainsi que l’angle de cisaillement ( $\phi$ ), qui caractérisent la géométrie des segments, sont mesurés à partir des vidéos enregistrées lors de la formation des copeaux en coupe orthogonale. L’occurrence de ces deux paramètres est donnée dans les figures 3.21 et 3.22. L’occurrence des largeurs des segments peut être interpolée par une loi normale pour déterminer la moyenne et l’écart type.

TABLE 3.7 – Les moyennes et les dispersions du paramètre  $W$ .

$\gamma(^{\circ})$	0			15		
$V_c$ (m/min)	3	10	20	3	10	20
$W_m$ (mm)	0,17	0,22	0,16	0,19	0,17	0,24
Std( $W$ ) (mm)	0,05	0,02	0,018	0,03	0,03	0,02

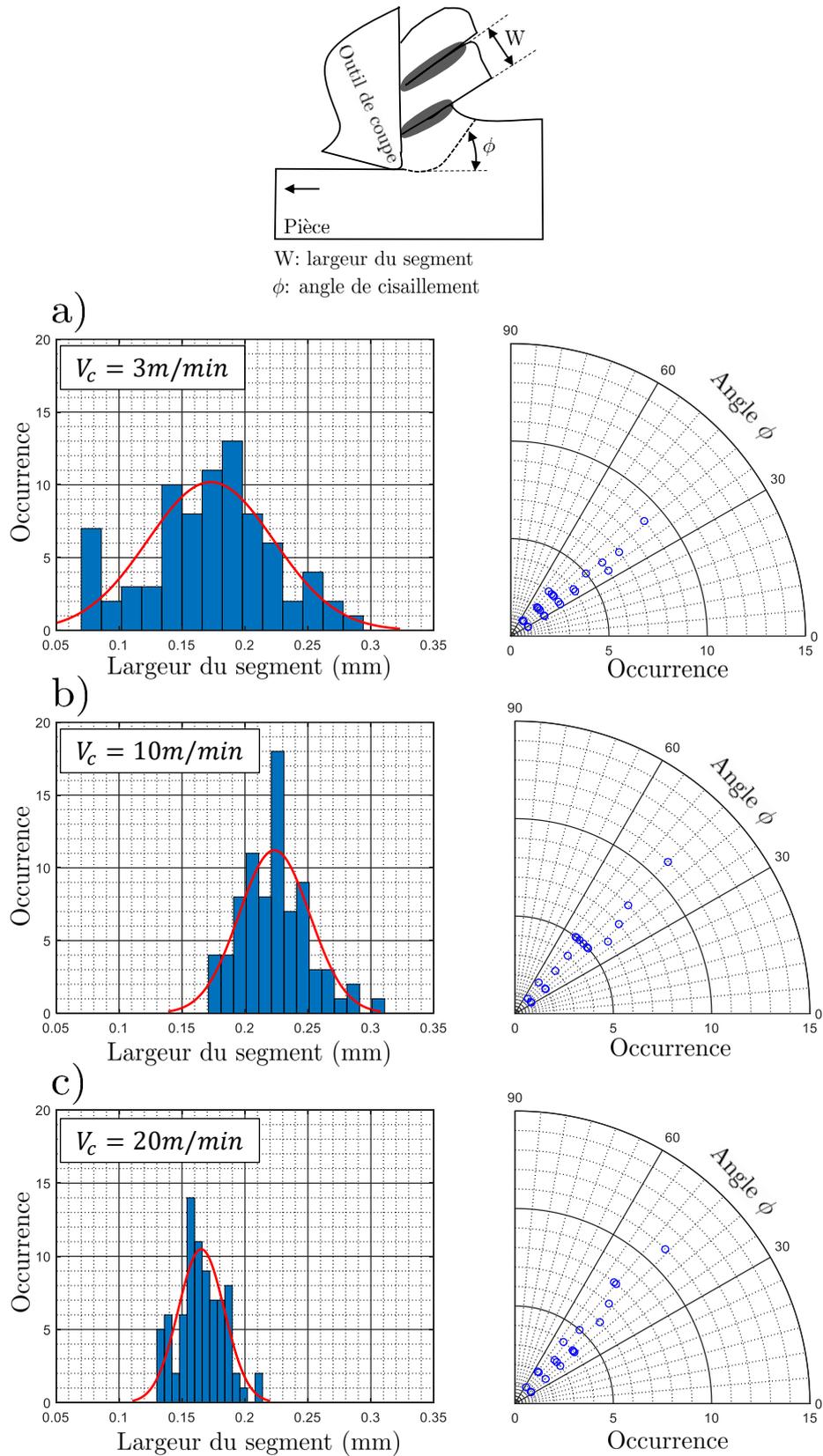
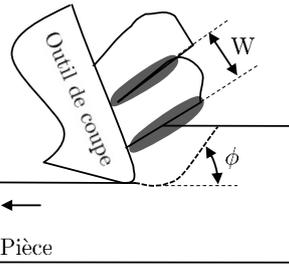


FIGURE 3.21 – Occurrence des largeurs des segments de copeaux et des angles de cisaillement avec  $\gamma=0^\circ$  : a)  $V_c=3m/min$  ; b)  $V_c=10m/min$  et c)  $V_c=20m/min$ .



W: largeur du segment  
 $\phi$ : angle de cisaillement

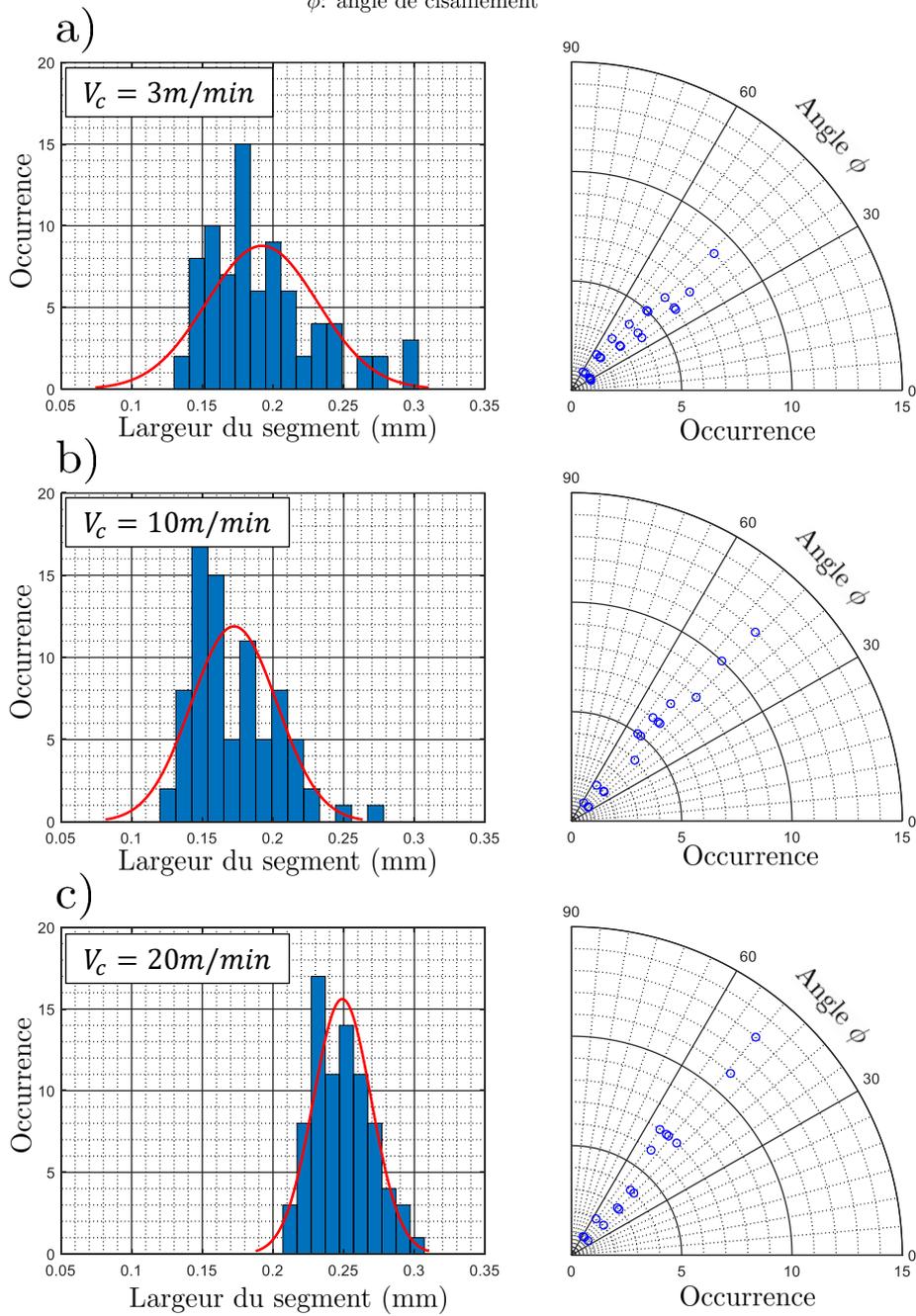


FIGURE 3.22 – Occurrence des largeurs des segments de copeaux et des angles de cisaillement avec  $\gamma=15^\circ$  : a)  $V_c=3\text{m/min}$  ; b)  $V_c=10\text{m/min}$  et c)  $V_c=20\text{m/min}$ .

La moyenne ( $W_m$ ) ainsi que la dispersion ( $\text{Std}(W)$ ) du paramètre  $W$  sont données dans le tableau 3.7. Pour un angle de coupe donné, la dispersion des largeurs des segments diminue avec la vitesse de coupe. On a donc une tendance vers une segmentation quasi-périodique en augmentant la vitesse de coupe. Ceci est en accord avec les précédentes observations microscopiques (figure 3.19 3.20) qui montrent que la segmentation du copeau est fortement influencée par la vitesse de coupe et à un moindre degré par l'avance.

Pour un angle de coupe de  $0^\circ$ , l'écart type de  $50\mu\text{m}$  sur la largeur des segments obtenu dans le cas de l'essai à 3m/min se réduit à  $18\mu\text{m}$  à 20m/min. De même pour un angle de coupe de  $15^\circ$ , l'effet de la vitesse de coupe se traduit par une réduction de l'écart type de  $30\mu\text{m}$  à  $20\mu\text{m}$ .

Pour les deux angles de coupe ( $0$  et  $15^\circ$ ), l'angle de cisaillement ( $\phi$ ) varie entre  $30$  et  $60^\circ$ . Ceci indique la variation de l'angle du plan de cisaillement (de  $\pm 10^\circ$ ) et de la localisation de la déformation pendant l'essai de coupe orthogonale.

### 3.5.1.3 Analyse de la microstructure

L'analyse de la microstructure des copeaux permet d'étudier l'impact du procédé de coupe sur la microstructure du matériau. Des observations MEB à différents grossissements sont réalisées afin d'analyser l'effet des paramètres de coupe sur la microstructure du matériau au niveau des zones de cisaillement (figure 3.23 et 3.24).

Pour les conditions de coupe étudiées, les observations MEB montrent des copeaux segmentés. A une faible vitesse de coupe (3m/min), l'épaisseur de la ZCP est très fine et ne permet pas une mesure fiable. A partir de 10m/min, les ZCPs sont bien discernables. Elles se caractérisent par des lamelles  $\beta$  allongées dans la direction du plan de cisaillement. En dehors de la ZCP, les lamelles  $\beta$  sont non déformées et semblent identiques à celles dans la microstructure initiale du matériau (figure 3.5).

Les bords des ZCPs semblent incurvés (figure 3.23 et 3.24). Ce constat est bien visible dans le cas de l'essai à 10m/min et à moindre degré dans le cas de l'essai à 20m/min. Il peut être attribué à la différence de l'orientation des grains. Ainsi, la propagation de la déformation peut changer de direction avec la rencontre des grains orientés en défaveur.

Par ailleurs, les observations MEB montrent des segments de copeau composés de deux blocs (figure 3.23.b et 3.24.c). Ce constat est clairement visible sur les vidéos enregistrées. En effet, il s'agit d'une fissuration non aboutie au bord libre de la pièce. Cet amorçage s'accompagne par une apparition d'une nouvelle fissure conduisant à la formation d'un segment de copeau composé de deux blocs. Ainsi, il s'avère que l'énergie fournie à l'initiation et la propagation de la première fissure était insuffisante pour transmettre les mouvements de dislocations entre deux grains fortement désorientés [Harzallah, 2018, Phalke, 2022].

A l'exception de l'essai à 3m/min et un angle de coupe de  $15^\circ$ , une déformation sévère au niveau de la ZCS est aperçue. Les lamelles  $\beta$  se trouvent allongées suivant la direction de glissement de copeau. Une rotation des lamelles  $\beta$  semble avoir lieu. Cette déformation sévère pourrait être

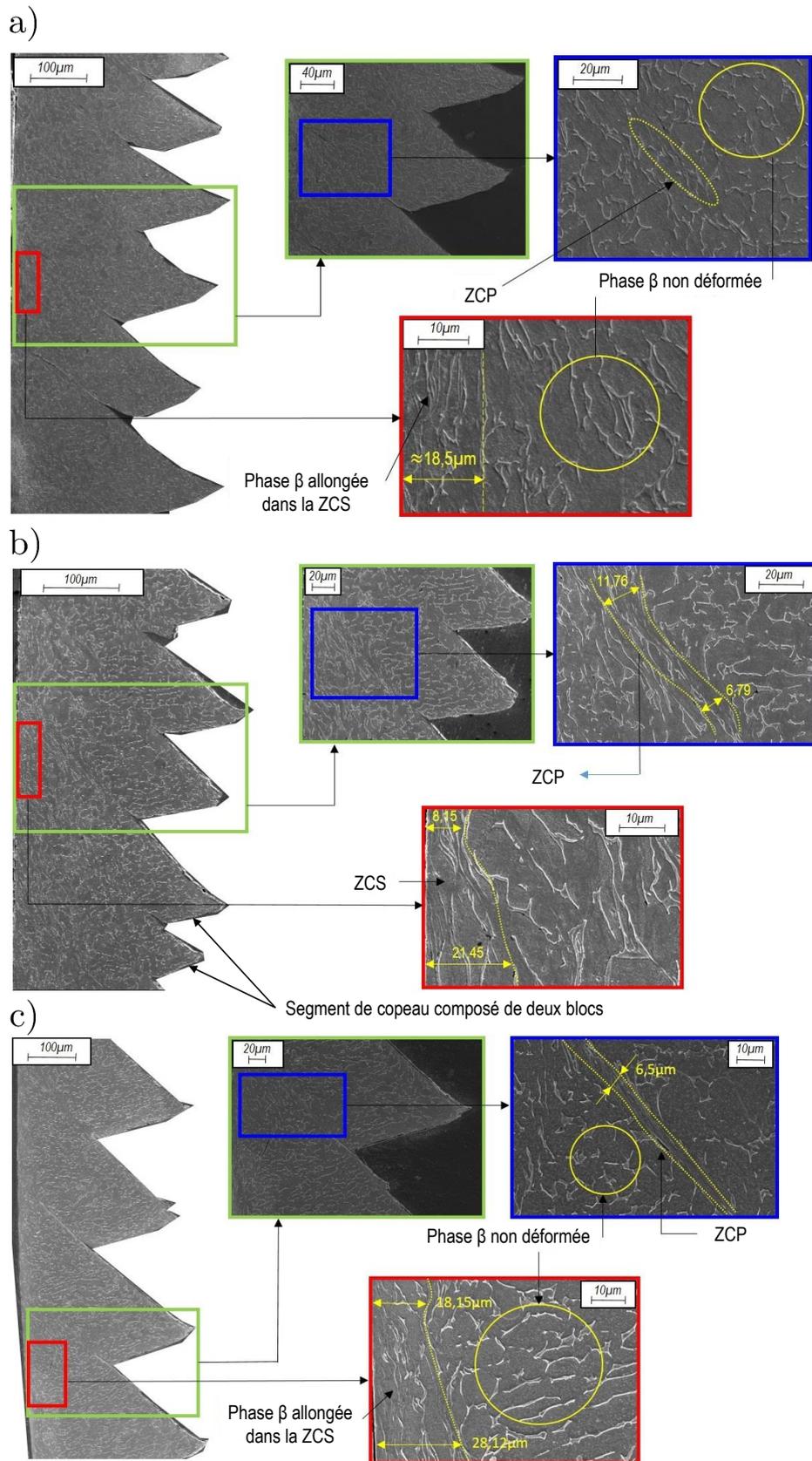


FIGURE 3.23 – Observations MEB sur des copeaux en Ti-6Al-4V obtenus avec un angle de coupe  $\gamma=0^\circ$  et : a)  $V_c=3\text{m/min}$  ; b)  $V_c=10\text{m/min}$  et  $V_c=20\text{m/min}$ .

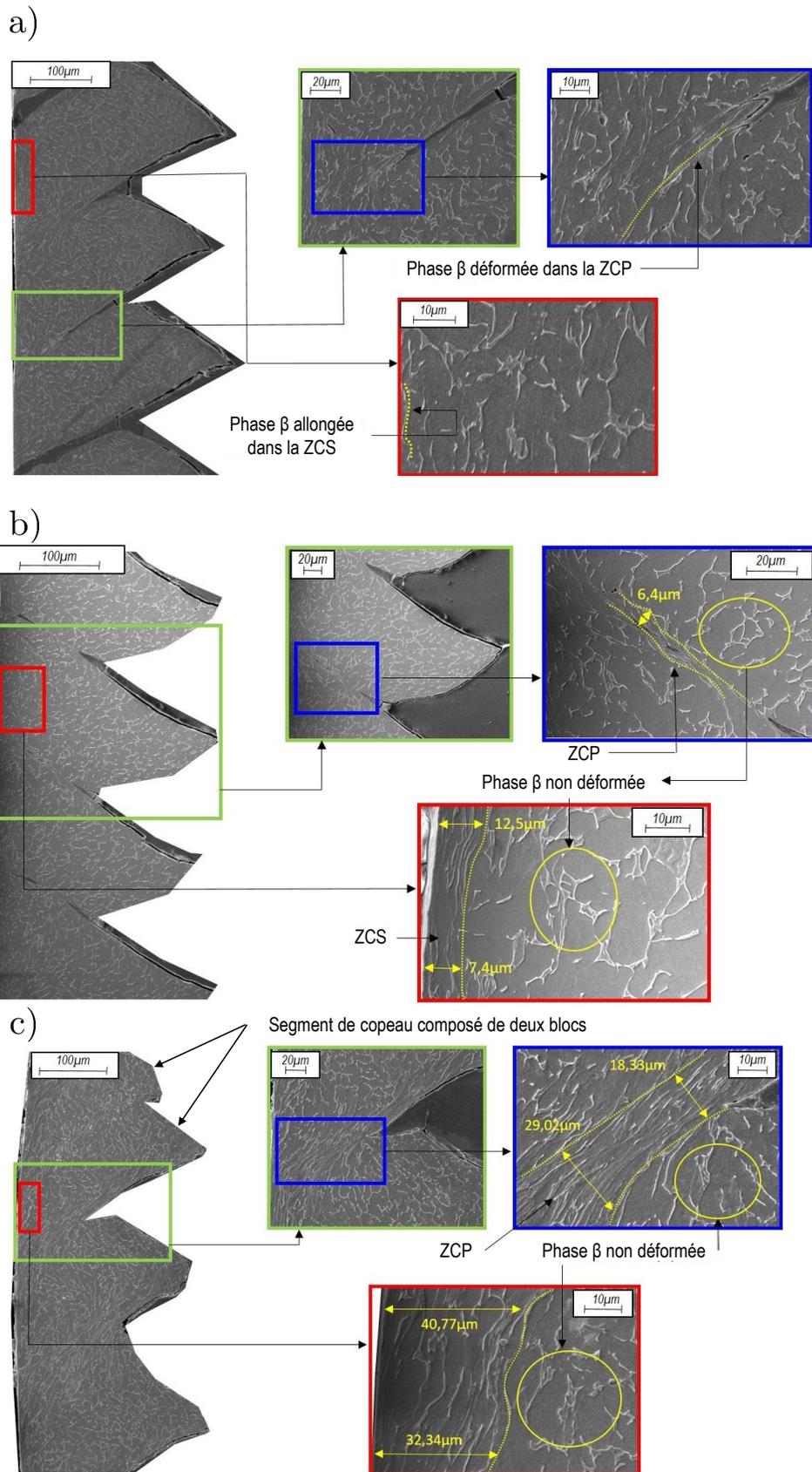


FIGURE 3.24 – Observations MEB sur des copeaux en Ti-6Al-4V obtenus avec un angle de coupe  $\gamma=15^\circ$  et : a)  $V_c=3\text{m/min}$  ; b)  $V_c=10\text{m/min}$  et  $V_c=20\text{m/min}$ .

attribuée aux gradients de vitesse ainsi que le changement de la direction d'écoulement de la matière. Le niveau de déformation ainsi que l'épaisseur de la ZCS augmente avec la vitesse de coupe. En effet, le changement de la direction d'écoulement de la matière s'accompagne par un passage d'une vitesse nulle à la vitesse de glissement du copeau qui augmente avec la vitesse de coupe. L'épaisseur de la zone fortement affectée par ce gradient de vitesse correspond à l'épaisseur de la ZCS [Laheurte, 2004, Barelli, 2016].

#### 3.5.1.4 Efforts de coupe

Une platine 6 composantes Kistler 9129A est utilisée pour mesurer les trois composantes des efforts de coupe : *i*) la force de coupe  $F_c$ , *ii*) la force d'avance  $F_f$  et *iii*) le moment  $M_y$ . La fréquence d'acquisition des signaux des efforts de coupe vaut 2500Hz. Les figures 3.25 et 3.27 montrent une augmentation de la moyenne de la force de coupe avec la variation de la vitesse de coupe de 3 à 10m/min. Dans le cas de l'essai avec  $\gamma=0^\circ$ , celle ci pourrait être attribuée à l'augmentation de la section coupée qui se traduit par une hausse de la moyenne des largeurs des segments de copeaux (tableau 3.7). Ce constat n'est pas valide dans le cas de l'essai avec  $\gamma=15^\circ$ . Néanmoins, les observations MEB sur les copeaux (figure 3.24.a et b) montrent une élévation significative de l'épaisseur de la ZCS. Il s'avère qu'elle en résulte des contraintes de cisaillement plus intense au niveau de la ZCS qui ont contribué à l'augmentation de la force de coupe. Une similitude entre les moyennes des forces de coupe pourrait être observée dans le cas des essais réalisées à 10 et 20m/min. Les moyennes des forces d'avance semblent identiques et valent  $\approx 500\text{N}$  (figure 3.25) pour  $\gamma=0^\circ$  et  $\approx 250\text{N}$  (figure 3.27) pour  $\gamma=15^\circ$ . On voit ainsi l'effet des angles de coupe positifs qui se traduit par une réduction de la force d'avance. Les moyennes des composantes de moments  $M_y$  (mesurés au centre de la platine) valent  $\approx 75 \pm 25\text{N}$ . Cette composante de moment non nulle reflète implicitement les déformations de rotation et par conséquent la rotation de la microstructure [Laheurte, 2004] lors du changement de la direction de l'écoulement de la matière au niveau de l'interface outil-copeau.

Une fluctuation très importante est observée sur les signaux des efforts de coupe. Celle-ci est attribuée à la nature de la segmentation de copeau. En effet, ces essais sont réalisés avec des paramètres de coupe appartenant aux domaines de la segmentation aperiodique et à la phase de transition (figure 3.19 et 3.20). Cette fluctuation se traduit par une variation importante au niveau des amplitudes des efforts de coupe. Elle est clairement visible dans le cas des essais à 3 et 10m/min malgré la faible fréquence d'acquisition (comparée avec la fréquence de segmentation de copeaux). Cette fluctuation est le résultat d'une variation de la section coupée démontrée par la mesure des largeurs des segments de copeaux (figure 3.21 et 3.22).

Malgré le changement des vitesses de coupe et de l'angle de coupe, on a constaté qu'une légère variation des efforts de coupe. La fréquence d'acquisition des signaux des efforts de coupe reste faible comparée avec les fréquences de segmentation de copeaux (tableau 3.2). De ce fait, ces signaux sont incapables de fournir des informations relatives à la formation d'un seul segment

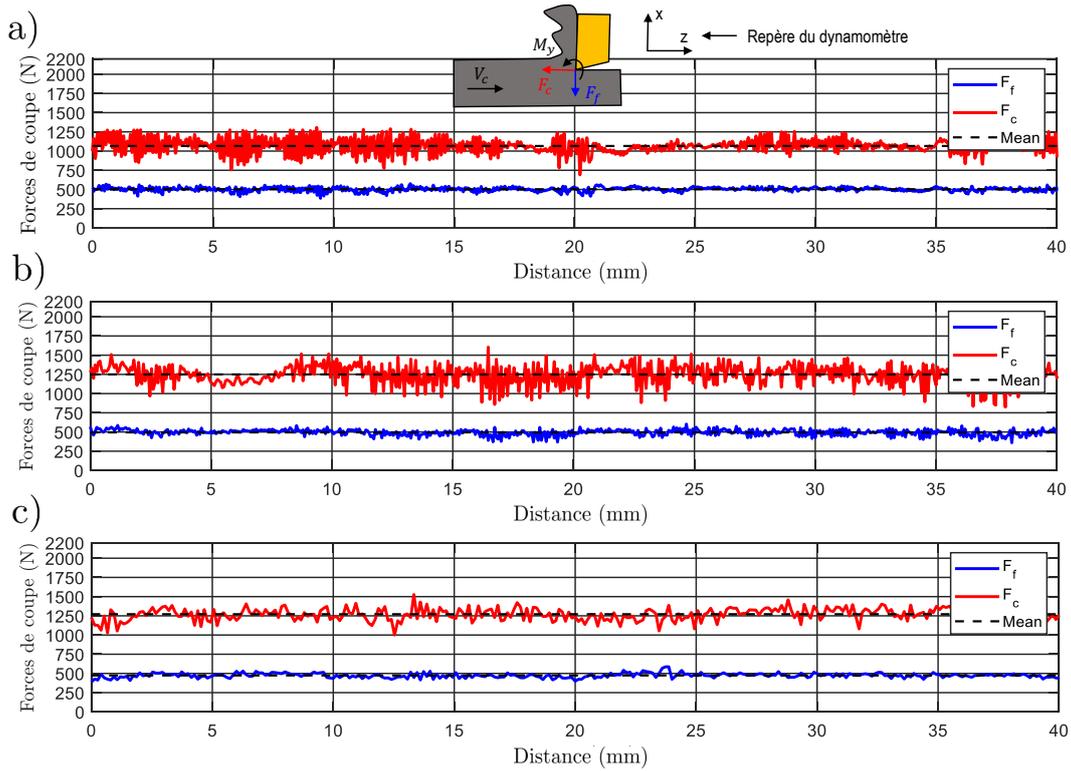


FIGURE 3.25 – Forces de coupe : a)  $V_c=3\text{m/min}$  ; b)  $V_c=10\text{m/min}$  et c)  $V_c=20\text{m/min}$  (angle de coupe :  $\gamma=0^\circ$ ).

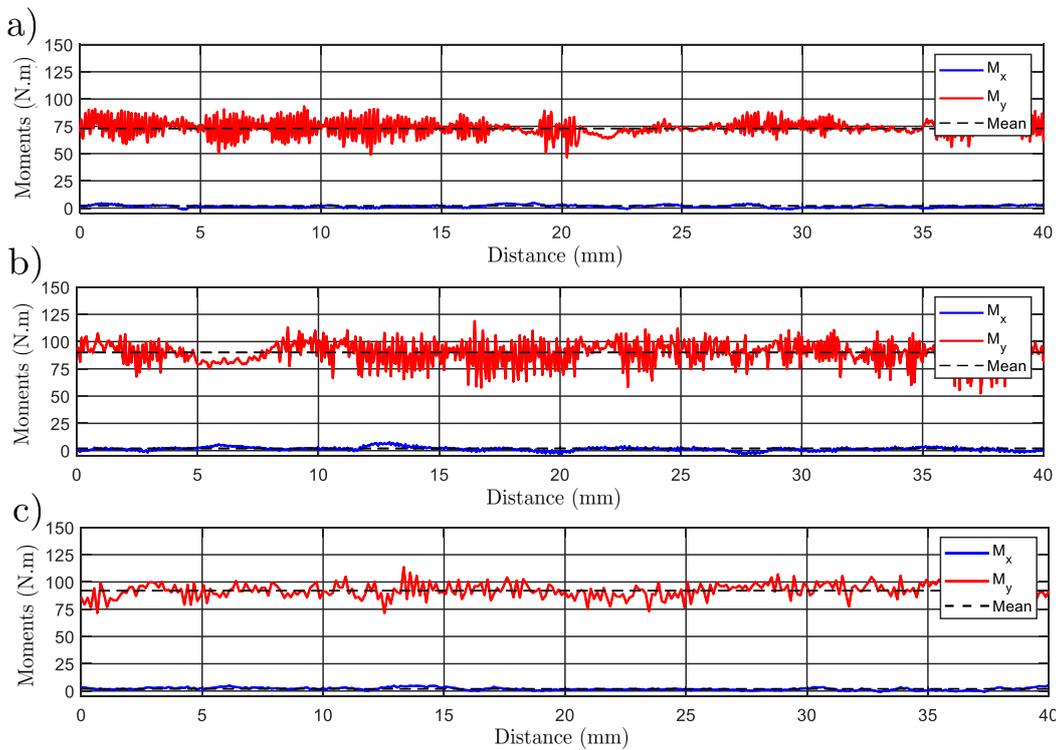


FIGURE 3.26 – Moments de coupe mesurés au centre de la platine : a)  $V_c=3\text{m/min}$  ; b)  $V_c=10\text{m/min}$  et c)  $V_c=20\text{m/min}$  (angle de coupe :  $\gamma=0^\circ$ ).

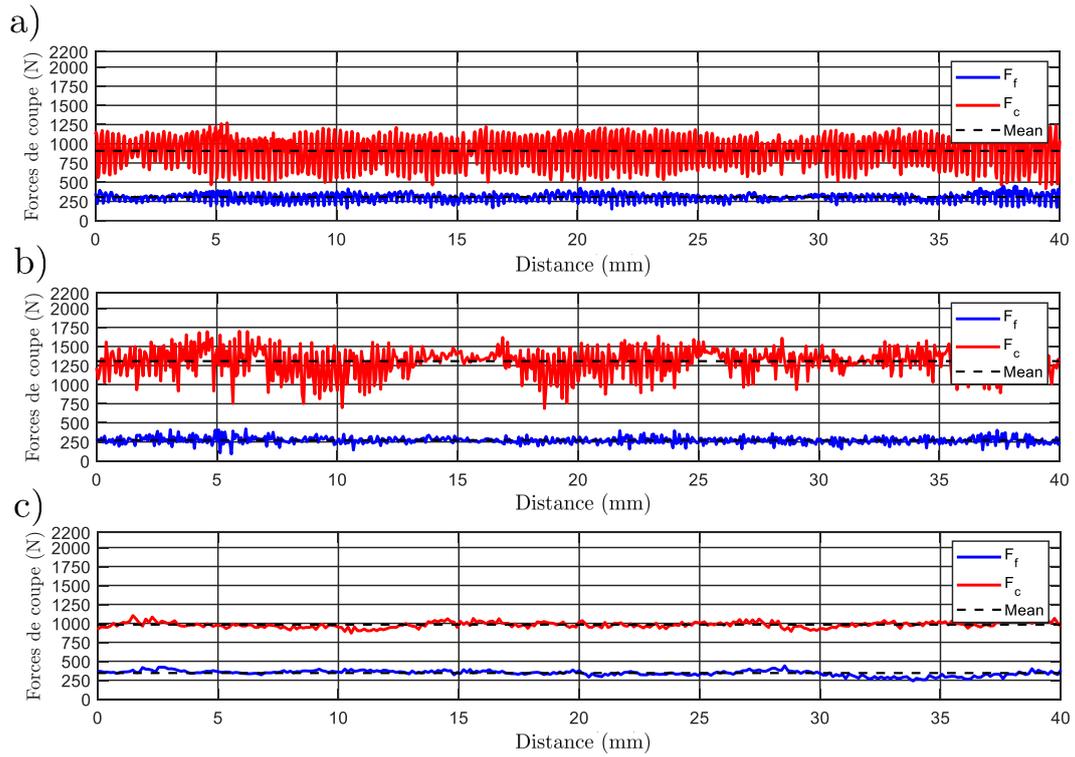


FIGURE 3.27 – Forces de coupe : a)  $V_c=3\text{m/min}$  ; b)  $V_c=10\text{m/min}$  et c)  $V_c=20\text{m/min}$  (angle de coupe :  $\gamma=15^\circ$ ).

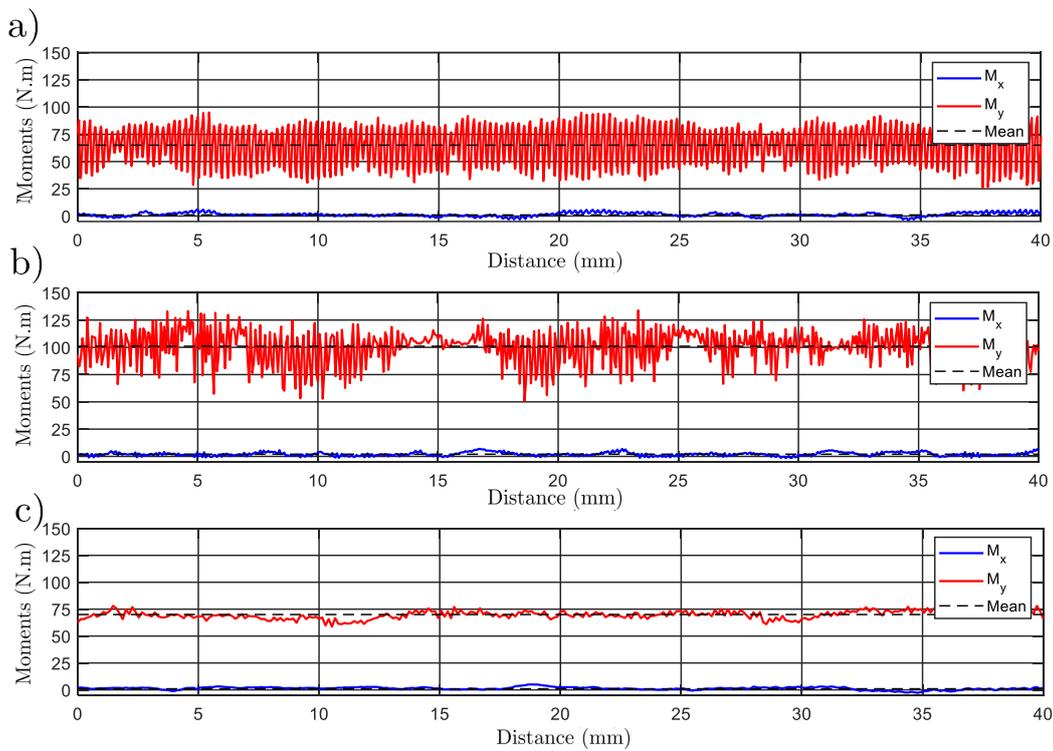


FIGURE 3.28 – Moments de coupe mesurés au centre de la platine : a)  $V_c=3\text{m/min}$  ; b)  $V_c=10\text{m/min}$  et c)  $V_c=20\text{m/min}$  (angle de coupe :  $\gamma=15^\circ$ ).

de copeau et de décrire l'évolution des efforts de coupe pendant ses différentes phases de for-

mation.

### 3.5.1.5 Analyse des champs cinématiques mesurés

Cette section est consacrée pour une analyse quantitative des grandeurs cinématiques mesurées lors de la formation d'un seul segment de copeau. Le tableau 3.8 résume les paramètres mécaniques et optiques utilisés dans ces essais de coupe orthogonale instrumentée. Pour chaque essai, des vidéos décrivant tout le processus de la formation des segments de copeau sur toute la longueur de l'éprouvette sont enregistrées. Pour chaque essai, une étape d'arrêt brusque est nécessaire pour ajuster la distance objectif-copeau. La reprise de l'essai avec cette distance permet de garantir des images nettes avec un bon contraste pour être exploitées par la technique CIN.

TABLE 3.8 – Paramètres mécaniques et optiques pour les essais de mesure des champs cinématiques.

$V_c$ (m/min)	$\gamma$ (°)	Caméra	R (pixels <sup>2</sup> )	$f_{aq}$ (Hz)	$t_i$ (μs)	Px (μm/pixel)
3	0; 15	APX-RS	512×512	10000	50	1,13
10		SA5		25000	≈18	1,32
20			384×384	42000	≈14	

Comme indiqué dans le tableau 3.8, deux modèles de caméras rapides sont utilisés dans ces essais. La APX-RS est utilisée pour les essais à 3m/min vu que sa fréquence d'acquisition ne peut pas dépasser 10000 images/s sous une résolution de taille 512×512 pixels<sup>2</sup>. La SA5 est utilisée pour le reste des deux essais à 10 et 20m/min.

- **Résolution spatiale**

L'avance est fixée à 0,2mm. La APX-RS possède un capteur avec un pitch de 17μm. Avec un objectif de grossissement 15, une résolution spatiale de 512×512 pixels<sup>2</sup> permet d'observer une région de taille 0,58×0,58mm<sup>2</sup>. Avec la SA5 ayant un pitch de 20μm, la taille de la région observée vaut 0,68×0,68mm<sup>2</sup>.

Dans le cas de l'essai à 20m/min, une résolution spatiale de 384×384 pixels<sup>2</sup> est employée (tableau 3.8) afin d'atteindre une fréquence d'acquisition suffisantes pour garantir un nombre d'images décrivant les différentes phases de formation d'un segment de copeau. Cette résolution permet d'observer une région de taille 0,51×0,51mm<sup>2</sup>.

- **Netteté des images**

L'ajustement du temps d'intégration permet d'éviter l'apparition d'un flou cinétique et contribue à l'obtention d'images nettes. Par définition, un flou cinétique correspond au déplacement de la scène filmée pendant le temps d'intégration. Afin de réduire ce déplacement, deux solutions sont possibles : *i*) la réduction de la vitesse de coupe ou *ii*) la réduction du temps d'intégration. La figure 3.29 donne l'évolution du déplacement de la scène filmée pendant le temps d'intégration en fonction des vitesses de coupe. Elle montre que le déplacement diminue avec la diminution du temps d'intégration. Toutefois, la diminution de ce paramètre est contrainte par la plage d'obscurité qui dépend de la solution d'éclairage employée : *i*) collimateur ou focalisateur (figure 3.29.a) ou *ii*) solution optique pour un éclairage coaxial collimaté (figure 3.29.b).

La figure 3.29.b montre l'intérêt de la solution optique d'éclairage coaxial collimaté qui permet de réduire la plage d'obscurité à un temps d'intégration de  $10\mu\text{s}$ . Ceci a permis d'atteindre une vitesse de coupe de  $10\text{m/min}$  avec un déplacement de moins de 2 pixels et une vitesse de  $20\text{m/min}$  avec un déplacement de moins de 5 pixels.

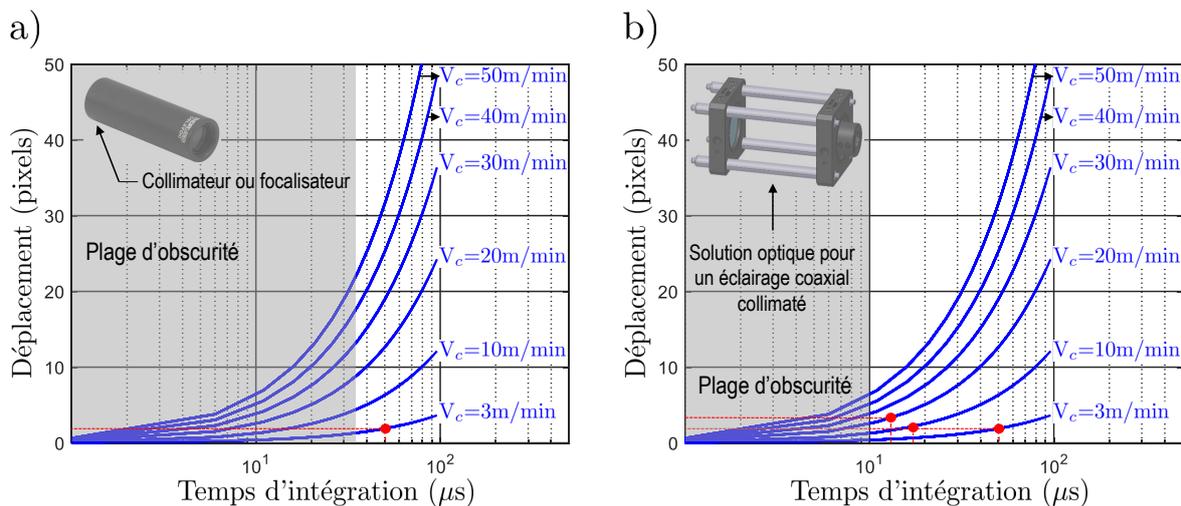


FIGURE 3.29 – Déplacement de la scène filmée pendant le temps d'intégration et plage d'obscurité en utilisant : a) le collimateur ou le focalisateur de la lumière et b) la solution optique pour un éclairage coaxial collimaté.

- **Champs des déplacements et des déformations**

A partir des vidéos enregistrées lors des essais de coupe orthogonale instrumentée, une sélection sur un nombre d'images par formation d'un seul segment de copeau est faite. La technique CIN est appliquée sur ces images afin de mesurer le champs des déplacements et remonter aux champs des déformations.

Le logiciel Ncorr, comme indiqué dans le tableau 3.5, est utilisé dans le but de remonter aux grandeurs cinématiques cumulées. Les résultats de mesure permettent de suivre l'évolution des champs des déplacements et des déformations pendant les différentes phases de formation d'un segment de copeau.

Le champ des déplacements mesuré est converti de l'unité pixel en micron à travers le script Matlab décrit dans la figure 3.17. Les composantes du tenseur de déformation d'Euler-Almansi sont calculées en fonction des gradients des déplacements :

$$\begin{cases} A_{xx} = \frac{1}{2}[2\frac{\partial U_x}{\partial x} - (\frac{\partial U_x}{\partial x})^2 - (\frac{\partial U_y}{\partial x})^2] \\ A_{xy} = \frac{1}{2}[\frac{\partial U_x}{\partial y} + \frac{\partial U_y}{\partial x} - \frac{\partial U_x}{\partial x}\frac{\partial U_x}{\partial y} + \frac{\partial U_y}{\partial x}\frac{\partial U_y}{\partial y}] \\ A_{yy} = \frac{1}{2}[2\frac{\partial U_y}{\partial y} - (\frac{\partial U_x}{\partial y})^2 - (\frac{\partial U_y}{\partial y})^2] \end{cases} \quad (3.19)$$

Une dérivation directe du déplacement va amplifier le niveau de bruit sur les composantes des déformations. Afin de remédier à cette problématique, le gradient de déplacement est calculé sur une fenêtre de rayon R (figure 3.30) par une interpolation plane avec la méthode des moindres carrés [Blaber et al., 2015] tel que :

$$\begin{cases} U_{x,plane}(x, y) = a_{U_x,plane} + (\frac{\partial U_x}{\partial x})x + (\frac{\partial U_x}{\partial y})y \\ U_{y,plane}(x, y) = a_{U_y,plane} + (\frac{\partial U_y}{\partial x})x + (\frac{\partial U_y}{\partial y})y \end{cases} \quad (3.20)$$

avec  $(U_{x,plane}, U_{y,plane})$  sont les composantes de déplacement obtenues par une interpolation plane et  $(a_{U_x,plane}, a_{U_y,plane})$  sont les paramètres de cette interpolation.

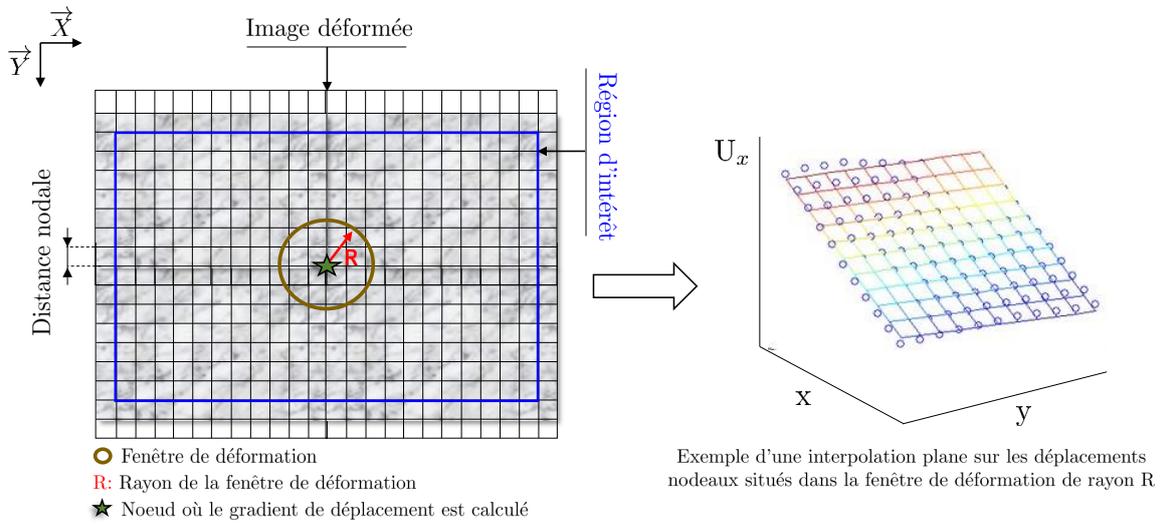


FIGURE 3.30 – Illustration schématique d'une interpolation plane sur des déplacements nodaux situés dans la fenêtre de déformation de rayon R.

Les déformations principales, dénotées par  $A_M$  (déformation majeur) et  $A_m$  (déformation mineur), correspondent aux valeurs propres du tenseur de déformation :

$$\begin{cases} A_M = \frac{A_{xx}+A_{yy}}{2} + \frac{1}{2}\sqrt{(A_{xx} - A_{yy})^2 + 4A_{xy}^2} \\ A_m = \frac{A_{xx}+A_{yy}}{2} - \frac{1}{2}\sqrt{(A_{xx} - A_{yy})^2 + 4A_{xy}^2} \end{cases} \quad (3.21)$$

Ainsi, la déformation équivalente est obtenue par :

$$A_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3}(A_M^2 + A_m^2)} \quad (3.22)$$

Les figures 3.31, 3.33, 3.35, 3.38, 3.40 et 3.42 donnent les images visuelles brutes ainsi que les champs des déplacements pendant la formation d'un segment de copeau. Les champs des composantes des déformations et de la déformation équivalente sont présentés dans les figures 3.32, 3.34, 3.34, 3.37, 3.39, 3.43 et 3.43. Vu le nombre des essais faits sur l'alliage Ti-6Al-4V (un total de 6) et les résultats des champs des déplacements et des déformations qui en découlent, l'effet de l'angle de coupe est analysé dans un premier temps.

#### Essai à 3m/min :

La figure 3.31 donne l'évolution des composantes de déplacement ( $U_x$  et  $U_y$ ) pour un angle de coupe  $\gamma=0^\circ$  sur 32 images décrivant la formation du segment de copeau. De même pour la figure 3.33, elle donne les champs de déplacement mesuré dans le cas d'un angle de coupe de  $15^\circ$ .

Ces figures montrent que le gradient de déplacement suivant la direction x est plus important que le gradient suivant la direction y. Le gradient suivant x atteint  $\approx 150\mu\text{m}$  tandis qu'il atteint  $\approx 80\mu\text{m}$  suivant la direction y. Il est clairement visible dans l'image 32 des figures 3.31.a et b et 3.33.b et c. Ce fort gradient de déplacement résulte d'un cisaillement intense au niveau de la ZCP et coïncide avec les mécanismes de formation des copeaux segmentés.

Proche de l'interface outil-copeau et au niveau de la ZCS, on peut constater une chute en déplacement selon les deux directions x et y. Ceci est très prononcé avec un angle de coupe  $\gamma=0^\circ$ . Les images 32 des figures 3.31.b et c et 3.33.b et c montrent que la matière stagne ( $U_x \approx 0$  et  $U_y \approx 0$ ). Ceci s'avère raisonnable avec le changement de la direction d'écoulement de la matière. En effet, l'image 32 correspond à la fin de la deuxième phase de formation du segment de copeau (figure 3.12). Elle est suivie par une phase d'éjection opérée par glissement par rapport à la face de coupe de l'outil et par rapport au plan de cisaillement. A ce stade, la vitesse d'écoulement de la matière au niveau de la ZCS passe d'une vitesse nulle à la vitesse de glissement du segment de copeau.

Les figures 3.32 et 3.34 donnent l'évolution des composantes des déformations et de la déformation équivalente de l'essai à 3m/min. Pour un angle de coupe  $\gamma=0^\circ$ , on peut constater que le segment de copeau subit plus de déformation de compression suivant x et de cisaillement que dans le cas de l'essai avec  $\gamma=15^\circ$ . Sous la surface usinée, les trois composantes des déformations sont quasiment nulles. Celles-ci coïncident avec l'hypothèse d'un mouvement de corps rigide au niveau de cette zone. Quant à la déformation équivalente, elle atteint  $\approx 4$  au niveau de la ZCP avec un angle de coupe  $\gamma=0^\circ$  tandis qu'elle atteint 3 avec  $\gamma=15^\circ$ .

Ainsi, on peut voir l'effet de l'angle de coupe sur la déformation de la matière. Celle-ci est

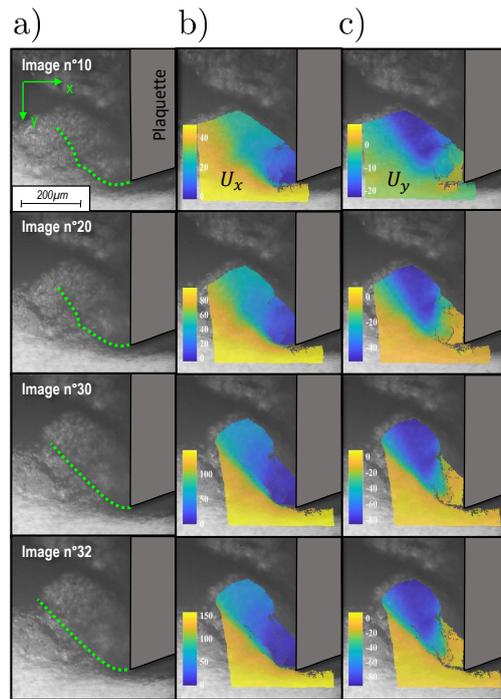


FIGURE 3.31 – a) Images visuelles et champs des déplacements : b)  $U_x$  ( $\mu\text{m}$ ) et c)  $U_y$  ( $\mu\text{m}$ ) à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=0^\circ$ .

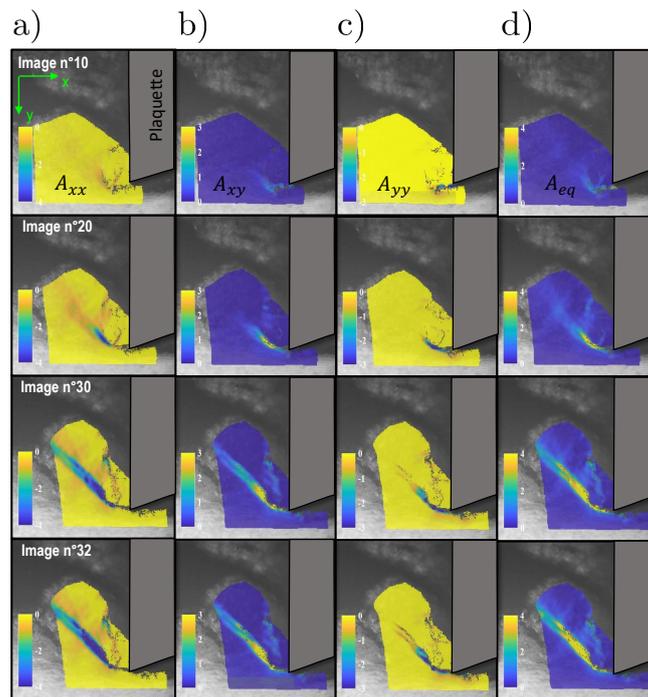


FIGURE 3.32 – Les champs des déformations d’Euler-Almansi : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  ; c)  $A_{yy}$  et d) le champs des déformations équivalentes  $A_{eq}$  à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=0^\circ$ .

moins importante avec des angles de coupe positifs. Ce constat est à vérifier dans la suite des essais réalisés à 10 et 20m/min.

Essai à 10m/min :

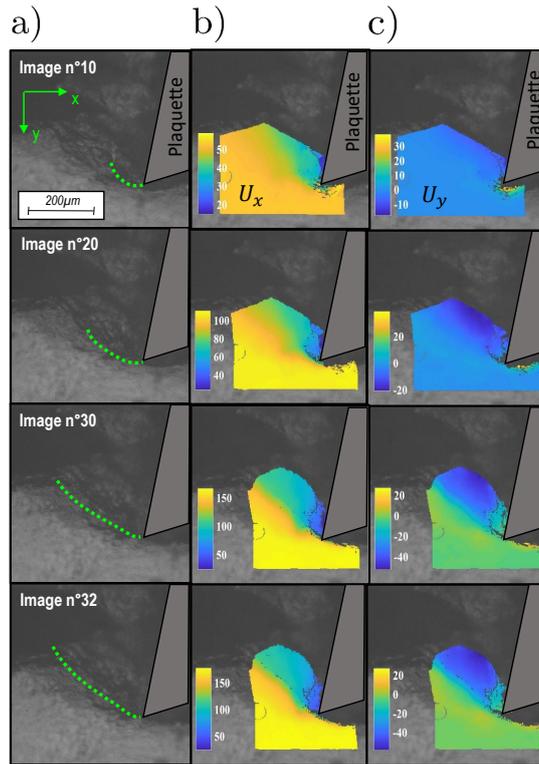


FIGURE 3.33 – a) Images visuelles et champs des déplacements : b)  $U_x$  ( $\mu\text{m}$ ) et c)  $U_y$  ( $\mu\text{m}$ ) à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$ .

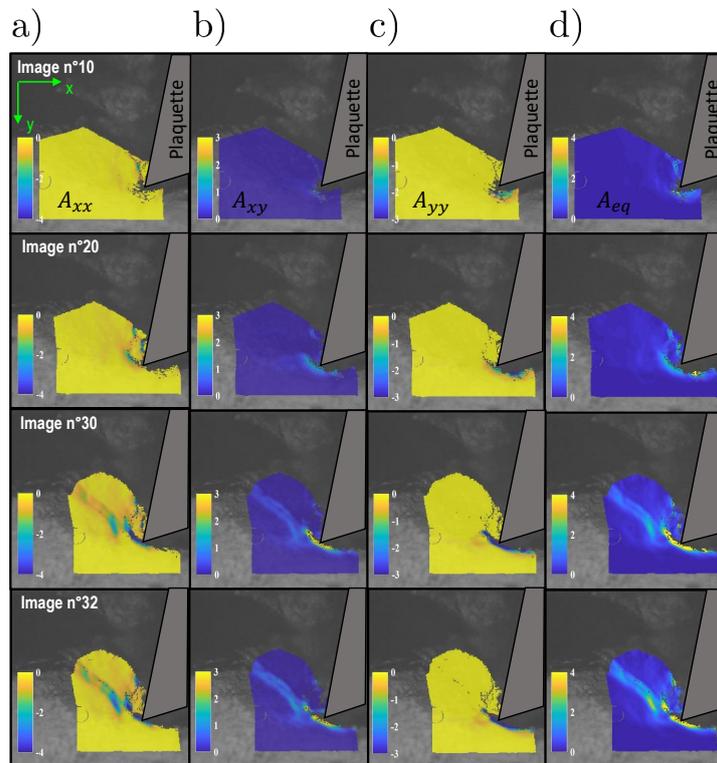


FIGURE 3.34 – Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  ; c)  $A_{yy}$  et d) le champs des déformations équivalentes  $A_{eq}$  à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$ .

A 10m/min et pour un angle de coupe  $\gamma=0^\circ$ , 22 images décrivant la formation d'un segment de copeau sont obtenues. Les figures 3.35.b et c montrent les champs des déplacements mesurés.

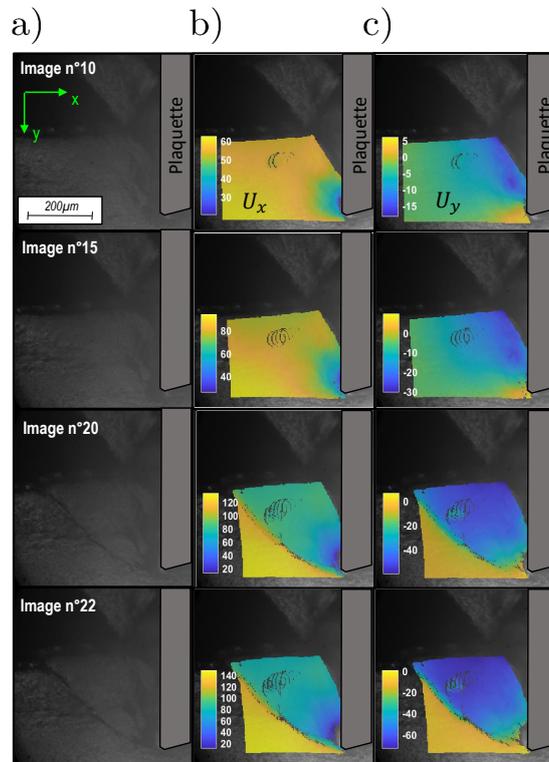


FIGURE 3.35 – a) Images visuelles et champs des déplacements : b)  $U_x$  ( $\mu\text{m}$ ) et c)  $U_y$  ( $\mu\text{m}$ ) à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=0^\circ$ .

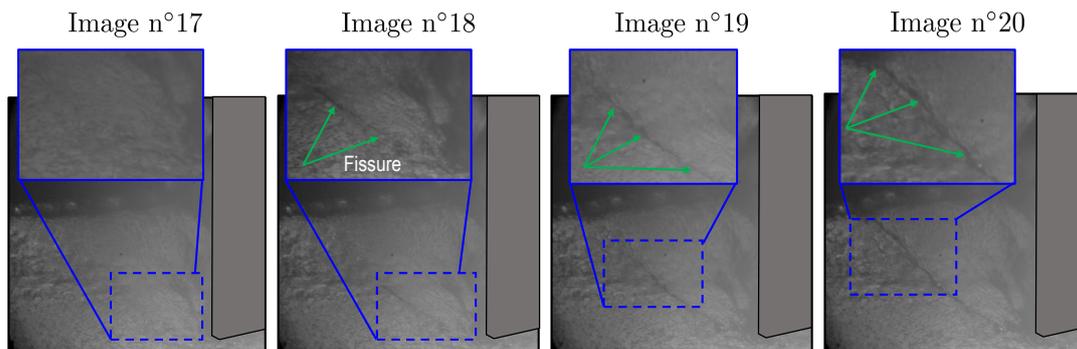


FIGURE 3.36 – Initiation et propagation d'une fissure de la pointe de l'outil vers le bord libre de la pièce (essai à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=0^\circ$ ).

L'image 22 (figure 3.35) montre un gradient de déplacement suivant la direction  $x$  qui atteint  $\approx 120\mu\text{m}$  au niveau du plan de cisaillement primaire. Il atteint  $\approx 70\mu\text{m}$  suivant la direction  $y$ . Ces gradients de déplacement se trouvent légèrement moins importants comparés avec l'essai à 3m/min. Ainsi, il s'avère qu'à 10m/min, la matière subit moins de déformation. Cet effet de la vitesse de coupe sera discuté ultérieurement.

A partir de la vidéo enregistrée, on constate une apparition brusque d'une fissure au voisinage de la pointe de l'outil. Elle apparaît clairement avec l'image 18 et commence à se propager vers le bord libre de la pièce pour qu'elle soit complètement formée à l'image 20 (figure 3.36). Ainsi, le plan de cisaillement primaire présente une discontinuité de matière. Celle-ci a causé l'apparition des trous dans les champs des déplacements mesurés (image 20 des figures 3.35.b et c).

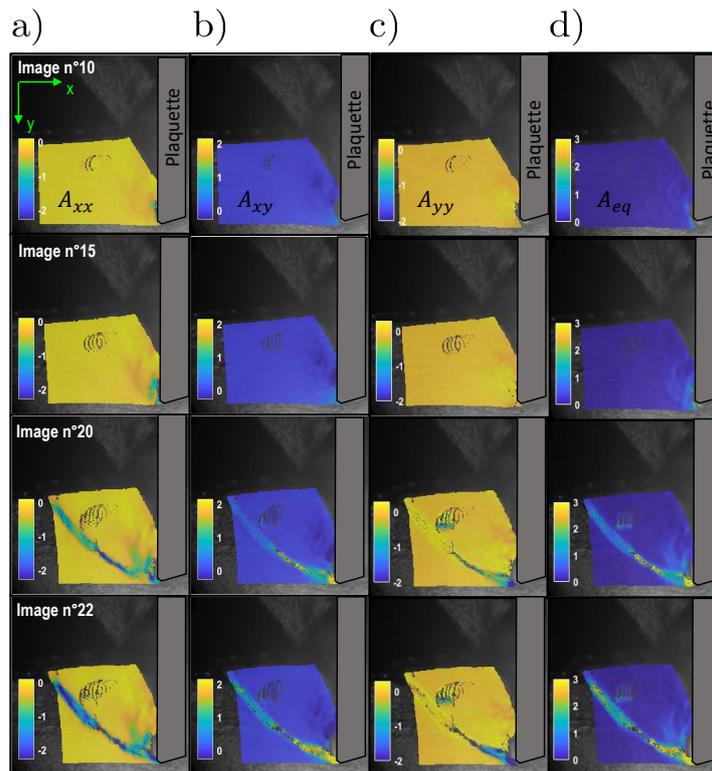


FIGURE 3.37 – Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  ; c)  $A_{yy}$  et d) le champs des déformations équivalentes  $A_{eq}$  à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=0^\circ$ .

La figure 3.38 montre les champs des déplacements mesurés dans le cas d'un angle de coupe de  $15^\circ$ . Malgré le nombre d'images (26) obtenues par formation d'un segment de coepau, le gradient de déplacement est moins important. Ceci prouve que la matière subit moins de déformation que dans le cas d'un angle de coupe de  $0^\circ$ .

Les figures 3.37 et 3.39 donnent les champs des déformations mesurés dans le cas de l'essai à  $10\text{m/min}$ . La déformation équivalente au niveau de la ZCP atteint  $\approx 3$  avec  $\gamma=0^\circ$  tandis qu'elle atteint  $\approx 2$  avec  $\gamma=15^\circ$ . Ainsi, on démontre l'effet de l'augmentation de l'angle de coupe. Cet effet se traduit par une réduction de la déformation de la matière située dans la ZCP.

#### Essai à 20m/min

L'essai à  $20\text{m/min}$  est réalisé avec une résolution de  $384 \times 384$  pixels permettant d'atteindre une fréquence maximale de  $42000$  images/s. Les champs des déplacements et des déformations sont données dans les figures 3.40, 3.42, 3.41 et 3.43.

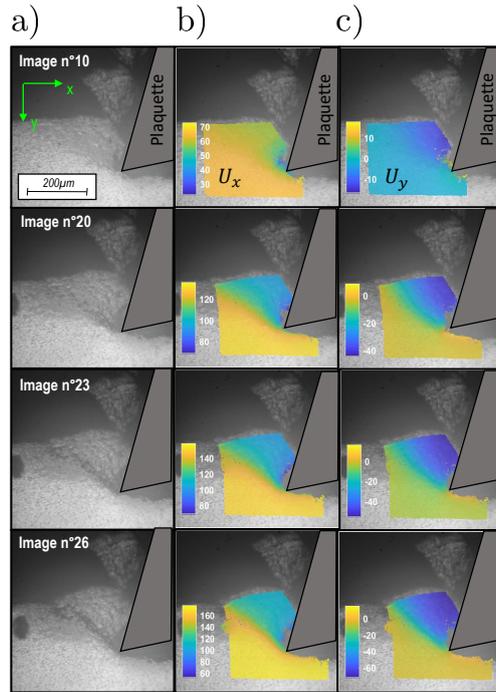


FIGURE 3.38 – a) Images visuelles et champs des déplacements : b)  $U_x$  ( $\mu\text{m}$ ) et c)  $U_y$  ( $\mu\text{m}$ ) à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$ .

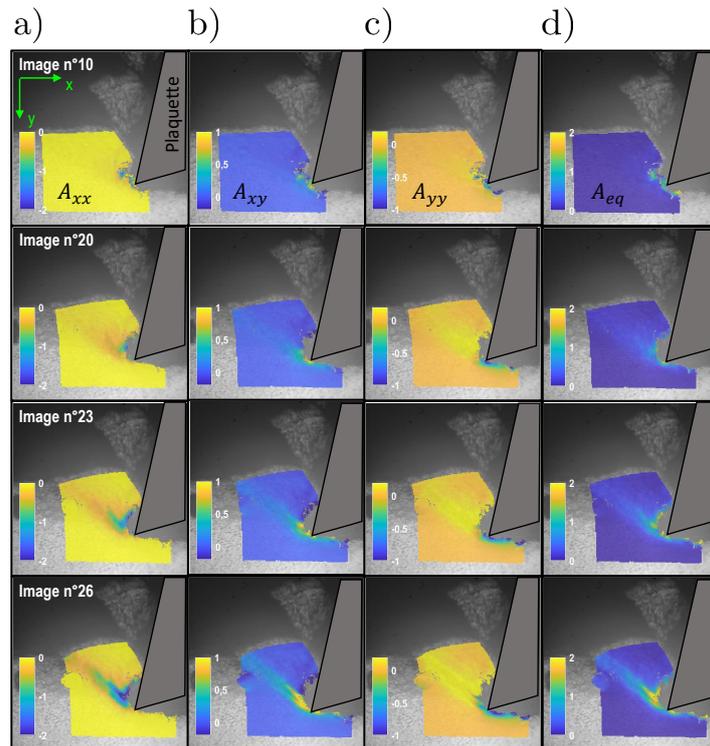


FIGURE 3.39 – Les champs des déformations d'Euler-Almansi : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  ; c)  $A_{yy}$  et d) le champs des déformations équivalentes  $A_{eq}$  à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$ .

Avec ces paramètres optiques et à une vitesse de 20m/min, le déplacement maximal de la matière entre deux images consécutives est théoriquement de l'ordre de  $7,9\mu\text{m}$  soit  $\approx 6$  pixels

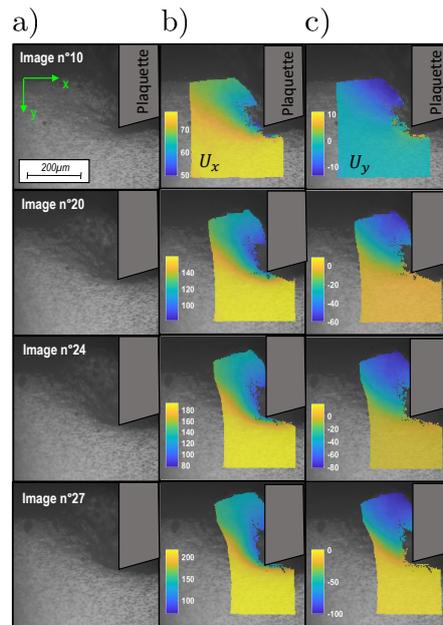


FIGURE 3.40 – a) Images visuelles et champs des déplacements : b)  $U_x$  ( $\mu\text{m}$ ) et c)  $U_y$  ( $\mu\text{m}$ ) à  $V_c=20\text{m/min}$  et  $\gamma=0^\circ$ .

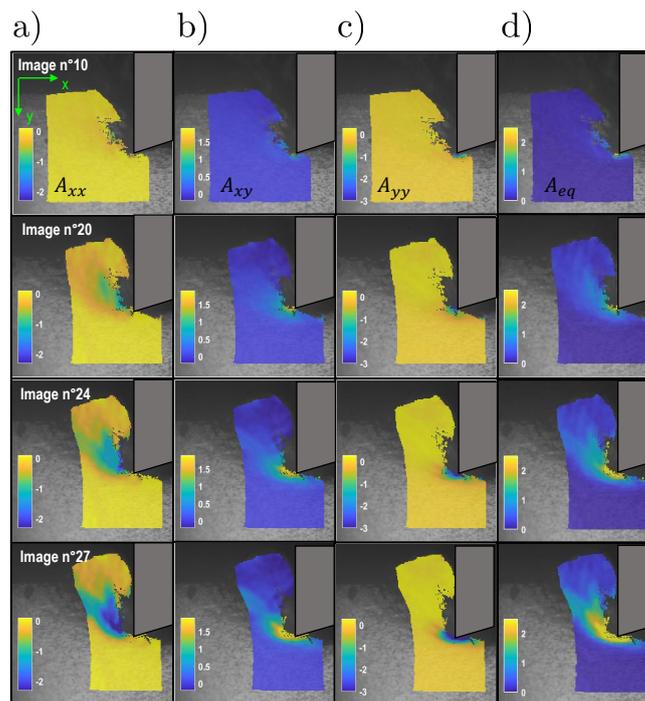


FIGURE 3.41 – Les champs des déformations d’Euler-Almansi : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  ; c)  $A_{yy}$  et d) le champs des déformations équivalentes  $A_{eq}$  à  $V_c=20\text{m/min}$  et  $\gamma=0^\circ$ .

sur l’image déformée. L’application de la CIN a permis de mesurer cette valeur de déplacement incrémental maximal et de remonter aux déplacements cumulés.

Étant donné que la résolution de  $384 \times 384$  pixels est la résolution minimale permettant d’observer la formation du segment de copeau, un essai à  $30\text{m/min}$  a été conduit sous cette même résolution. La vidéo montre des images avec moins de flou. L’augmentation de la vitesse de

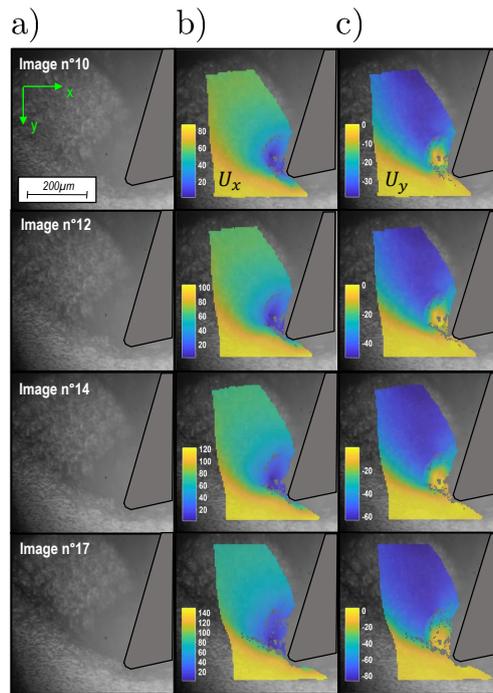


FIGURE 3.42 – a) Images visuelles et champs des déplacements : b)  $U_x$  ( $\mu\text{m}$ ) et c)  $U_y$  ( $\mu\text{m}$ ) à  $V_c=20\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$ .

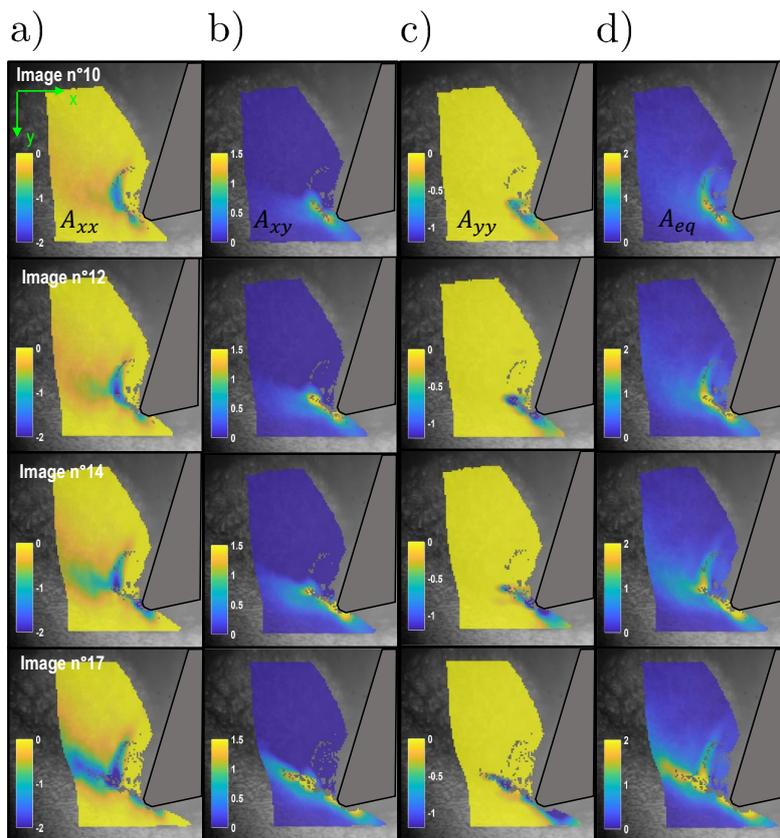


FIGURE 3.43 – Les champs des déformations d’Euler-Almansi : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  ; c)  $A_{yy}$  et d) le champs des déformations équivalentes  $A_{eq}$  à  $V_c=20\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$ .

coupe a conduit à une réduction du mouvement hors plan du copeau. Cependant, ces images n'étaient pas exploitables par la CIN. En effet, à une fréquence d'acquisition de 42000 images/s et une vitesse de 30m/min, le déplacement incrémental maximal vaut  $\approx 12\mu\text{m}$  soit  $\approx 9$  pixels sur l'image déformée. Ceci démontre la limite imposée par la caméra rapide en terme de fréquence d'acquisition.

Les champs des déformations mesurés à 20m/min présentent une similitude dans le cas des deux angles de coupe ( $\gamma=0^\circ$  et  $15^\circ$ ). La déformation équivalente atteint  $\approx 2$  au niveau de la ZCP. De même que pour les essais à 3 et 10m/min, la localisation de la déformation se propage de la pointe de l'outil vers le bord libre de la pièce.

Les dernières images de chaque composante de déformation seront analysées pour déterminer des valeurs précises du niveau de la déformation atteinte dans un point matériel située à une distance donnée de la pointe de l'outil. Ainsi, les profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de formation d'un segment de copeau seront exposés. Ils sont discutés dans l'annexe D.

#### • Niveaux des déformations équivalentes

Afin de simplifier la comparaison des résultats expérimentaux avec des résultats issus d'une simulation numérique de la coupe orthogonale (non réalisée dans ce mémoire), le passage à la déformation équivalente semble nécessaire. Les figures 3.44, 3.45 et 3.46 donnent respectivement les niveaux des déformations équivalentes des essais réalisés à 3, 10 et 20m/min.

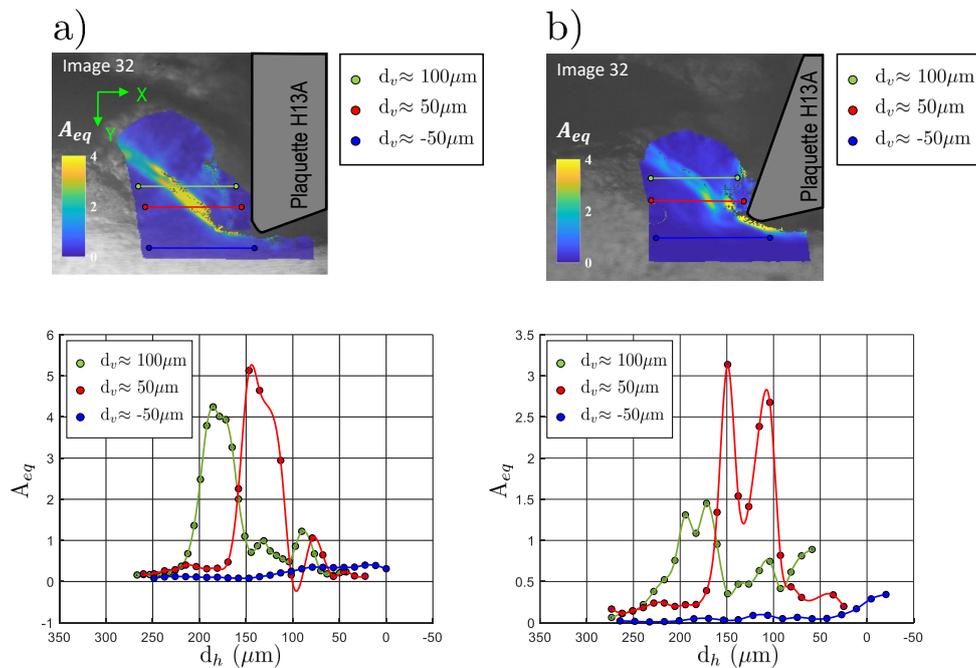


FIGURE 3.44 – Niveaux des déformations équivalentes durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à une vitesse de coupe  $V_c=3\text{m/min}$  : a)  $\gamma=0^\circ$  et  $\gamma=15^\circ$ .

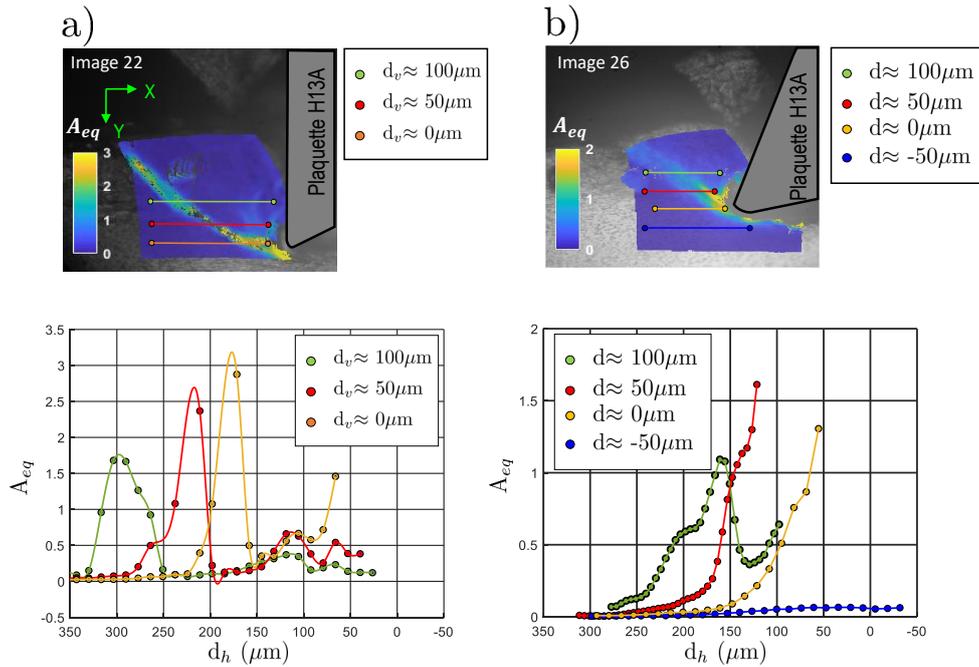


FIGURE 3.45 – Niveaux des déformations équivalentes durant la fin de la deuxième phase de la formation d’un segment de copeau à une vitesse de coupe  $V_c=10\text{m/min}$  : a)  $\gamma=0^\circ$  et  $\gamma=15^\circ$ .

La tableau 3.9 donne le maximum de la déformation équivalente atteinte dans chaque essai. Il montre l’effet de l’augmentation de la vitesse de coupe et de l’angle de coupe sur la déformation de la matière qui se traduit par une réduction de la déformation équivalente.

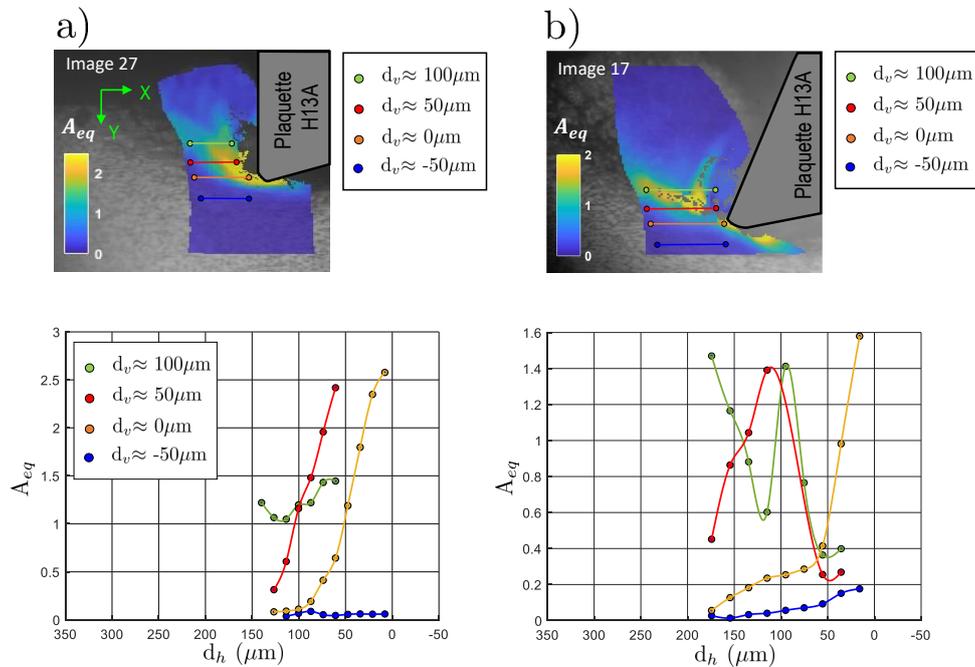


FIGURE 3.46 – Niveaux des déformations équivalentes durant la fin de la deuxième phase de la formation d’un segment de copeau à une vitesse de coupe  $V_c=20\text{m/min}$  : a)  $\gamma=0^\circ$  et  $\gamma=15^\circ$ .

TABLE 3.9 – Le maximum de la déformation équivalente atteinte dans chaque essai réalisé sur l’alliage Ti-6Al-4V.

$\gamma(^{\circ})$	0			15		
$V_c$ (m/min)	3	10	20	3	10	20
$A_{eq,max}$	$\approx 5$	$\approx 3$	$\approx 2.5$	$\approx 3$	$\approx 1,6$	$\approx 1,6$

### • Conclusion intermédiaire

L’application de la CIN avec la méthode C3IG sur des images, obtenues de la coupe orthogonale instrumentée, a permis d’identifier la bande de localisation de la déformation et de fournir des résultats quantitatives à l’échelle de la zone de coupe. Les résultats de mesure des champs cinématiques ont montré que le segment de copeau subit principalement des déformations de compression et de cisaillement intense au voisinage de la pointe de l’outil. La localisation de la déformation se produit au niveau de la pointe de l’outil et se propage vers le bord libre de la pièce. Les vidéos enregistrées ont montré que pendant la troisième phase de formation d’un segment de copeau, une fissure se crée au voisinage de la pointe de l’outil et se propage suivant la bande de localisation de la déformation vers le bord libre de la pièce. Cette phase s’accompagne par un glissement du segment de copeau par rapport au plan de cisaillement primaire et par rapport à la face de coupe de l’outil.

Ces résultats coïncident avec les mécanismes de formation des copeaux segmentés et ont permis de contribuer à la compréhension de la déformation de la matière à l’échelle de la zone de coupe.

La mesure des champs cinématiques dans le cas de l’alliage d’Inconel 718 va s’articuler sur la même méthode (application de la CIN avec la méthode C3IG) et les mêmes techniques expérimentales (caméra rapide et système optique). La section suivante présente une analyse expérimentale équivalente de la formation de copeau avec une pièce en Inconel 718.

## 3.5.2 Cas de l’alliage d’Inconel 718

### 3.5.2.1 Usure des plaquettes

Les essais de coupe orthogonale instrumentée sur l’alliage d’Inconel 718 étaient contraints par l’usure sévère des plaquettes de coupe (figure 3.47). L’usure de la face de coupe est plus importante dans le cas d’une plaquette à  $0^{\circ}$  (figure 3.47.a) que dans le cas d’une plaquette à  $15^{\circ}$  (figure 3.47.b).

L’utilisation d’une plaquette avec  $\gamma=0^{\circ}$  n’a ainsi pas permis l’obtention d’images exploitables. A partir de la figure 3.47.a, on peut constater que l’usure se produit par déformation de la matière située au niveau de la face de coupe. Cette déformation, causée par des efforts de coupe importants, va amplifier le mouvement hors plan du copeau au cours de l’essai et rend difficile l’ajustement de la distance objectif-copeau.

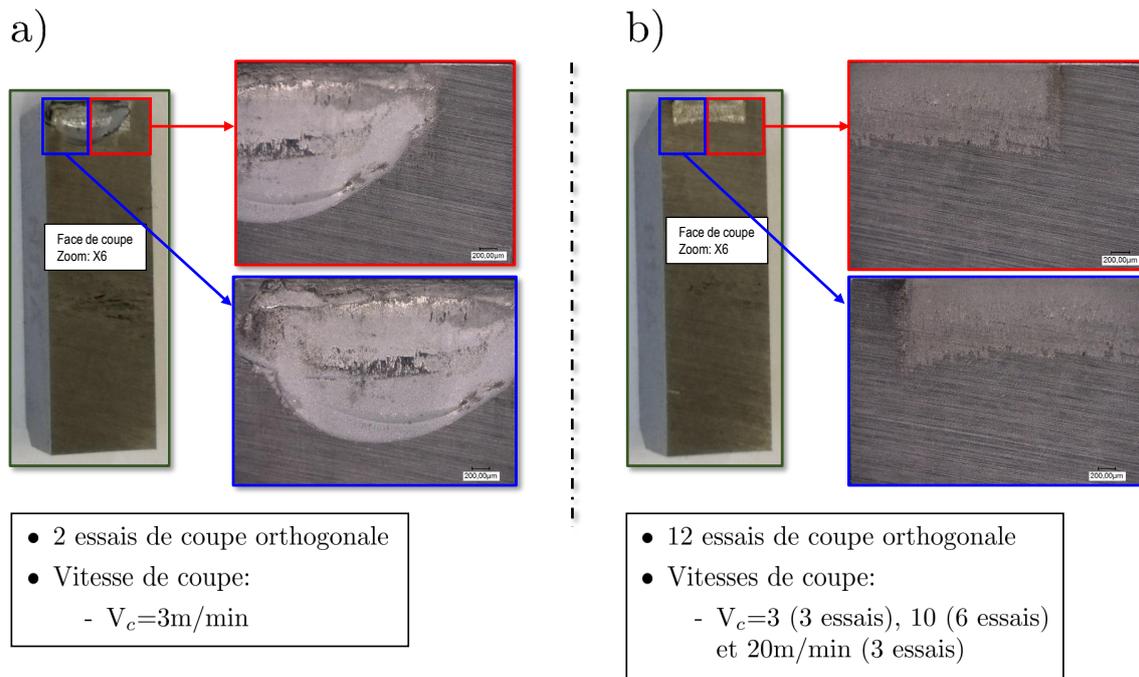


FIGURE 3.47 – Usure de la face de coupe des plaquettes en carbure de tungstène non-revêtu suite à des essais de coupe orthogonale sur l’Inconel 718 : a) plaquette à  $0^\circ$  et b) plaquette à  $15^\circ$ .

Cette plaquette a été remplacée par une plaquette avec  $\gamma=30^\circ$ . Un premier essai à 3m/min avec un arrêt brusque a été conduit pour ajuster la distance objectif-copeau. La figure 3.48 montre une usure sévère causée par l’arrêt brusque en plein matière.

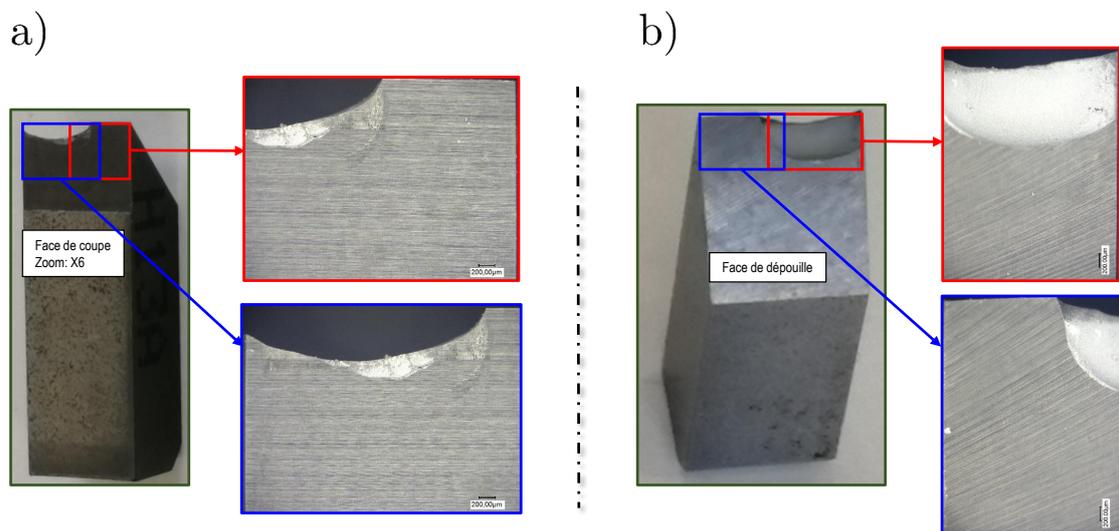


FIGURE 3.48 – Usure de a) la face de coupe b) la face de dépouille d’une plaquette à  $30^\circ$  suite à un essai interrompu unique sur l’Inconel 718 à une vitesse de coupe de 3m/min.

La reprise des essais de coupe avec une nouvelle plaquette à  $30^\circ$  sans arrêt brusque et à la même distance objectif-coepau a permis d’assurer des images nettes de la zone de coupe. La figure 3.49 montre que l’usure au niveau de la face de coupe est moins intense que précédemment.

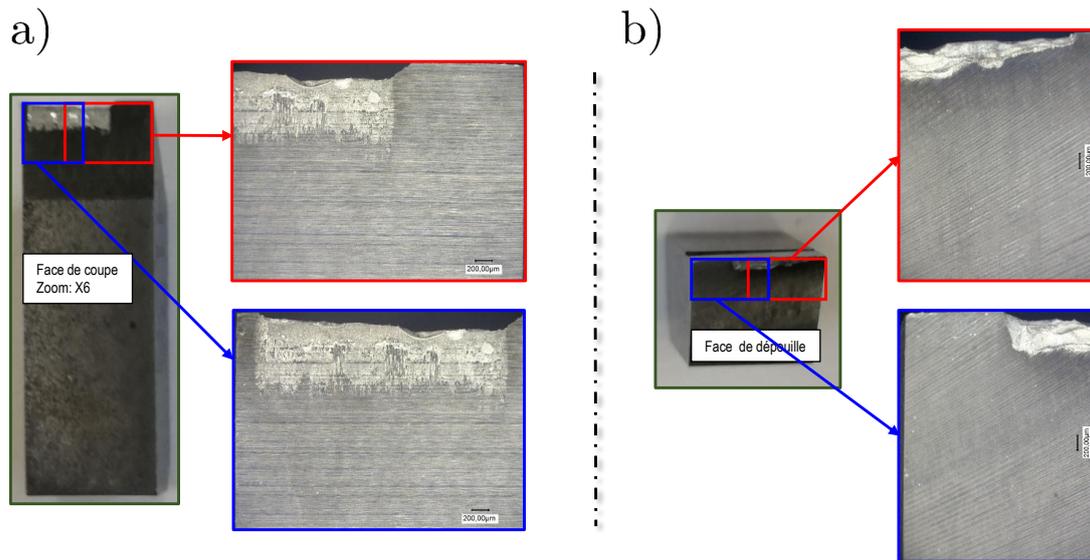


FIGURE 3.49 – Usure de a) la face de coupe b) la face de dépouille d’une plaquette à 30° suite à des essais continus de coupe orthogonales à différentes vitesses de coupe ( $V_c=3, 10$  et  $20\text{m/min}$ ).

Bien que cette analyse soit qualitative, elle a permis de justifier le choix des angles de coupe vis à vis la faisabilité des essais de coupe orthogonale instrumentée sur l’alliage d’Inconel 718. Les plaquettes à 15 et 30° présentent moins d’usure au niveau de la face de coupe comparée avec une plaquette à 0°. De ce fait, ils étaient retenus pour étudier la déformation de la matière au niveau de la zone de coupe.

### 3.5.2.2 Préparation de surface

Comme pour le cas de l’alliage Ti-6Al-4V, une première préparation de la surface de la pièce en Inconel 718 a été faite avec un polissage suivi par une attaque électrochimique utilisant une solution en acide sulfurique pour révéler la microstructure du matériau (figure 3.50).

Dans une attaque électrochimique, l’ampérage est un paramètre clé qui dépend de la superficie de la zone attaquée. Ainsi, deux attaques (zone 1 et 2 dans la figure 3.50) ont précédé l’attaque de la troisième zone située au niveau de la surface à usiner (zone 3 dans la figure 3.50) afin de déterminer l’ampérage adéquat :

- Zone 1 : de taille  $\approx 0,7\text{ cm}^2$ , cette zone a subi une attaque électrochimique avec un courant de 1A pendant 25s.
- Zone 2 : de même taille que la zone 1, un courant de 1A maintenu pendant 10s est utilisé pour l’attaque électrochimique. Ce courant a permis de révéler plus de précipités qui apparaissent sous forme de tâches blanches (zone 2 dans la figure 3.50). Ceci n’est pas le cas avec un courant de 0,5A (Zone 1 dans la figure 3.50) où les précipités apparaissent avec une faible proportion.
- Zone 3 : de taille  $\approx 10$  fois la taille de la zone 2, cette zone a subi une attaque élec-

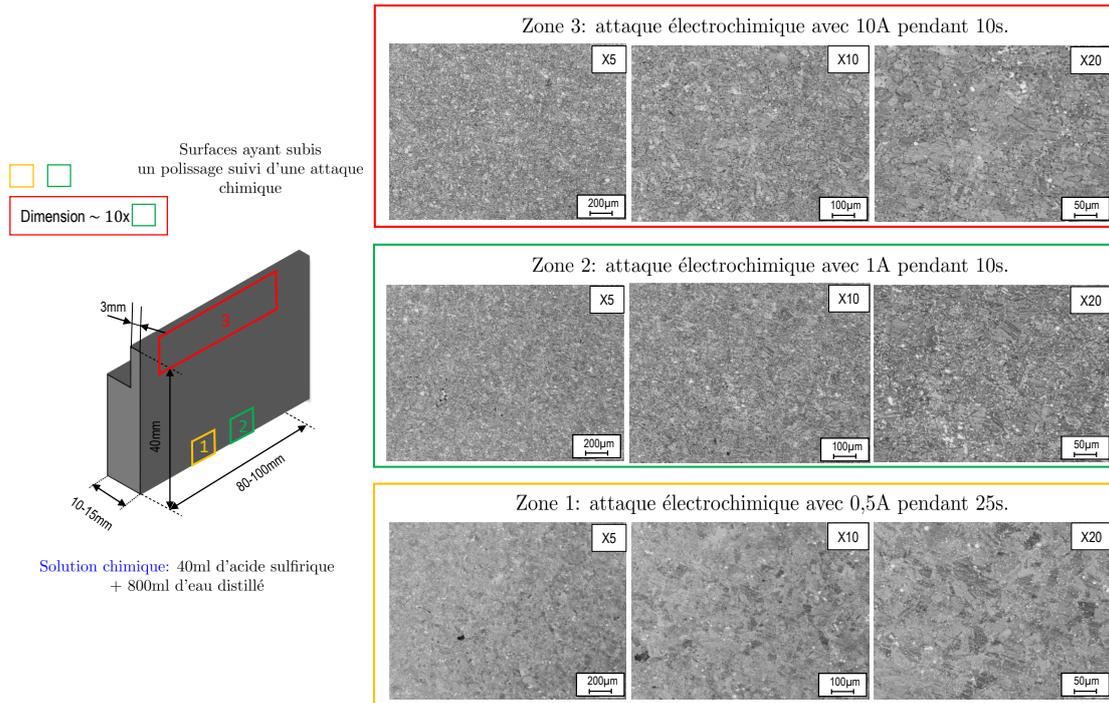


FIGURE 3.50 – Attaques électrochimiques d'une éprouvette en Inconel 718 : visualisation microscopique de 3 différentes zones.

trochimique avec un courant de 10A maintenu pendant 10s. On peut constater que la microstructure ressemble à celle observée dans la zone 2. De même que pour la zone 1 et 2, les joints des grains ne sont pas facilement discernables.

Suite à ces attaques électrochimiques, l'examen de la microstructure par la fonction d'autocorrélation montre qu'elle est composée de motifs pouvant être supposés isotropes (figure 3.51). Le rayon du motif correspond à la première annulation de la fonction d'autocorrélation. L'apparition de plus de précipités dans la zone 2 a permis de réduire la taille des motifs de  $\approx 30$  pixels (figure 3.51.a) à  $\approx 20$  pixels (figure 3.51.b). La figure 3.51.c montre que la zone 3 est composée de motifs de taille située entre  $\approx 25$  et 30 pixels. Elle est légèrement plus supérieure que la taille des motifs dans la zone 2. Ceci pourrait être expliqué par une répartition non uniforme du courant électrique due à la taille de la zone 3 qui correspond à  $\approx 10x$  la taille de la zone 2.

Un essai préliminaire a été conduit sur cette pièce. Malgré l'emploi d'une faible puissance lumineuse, les images obtenues étaient fortement exposées à la lumière. Ceci montre implicitement que les précipités ont contribué à une réflexion intense de la lumière.

Afin d'éviter l'apparition des précipités et faire apparaître clairement les joints des grains, la pièce a subi une attaque électrochimique par morceau avec les mêmes paramètres que dans la zone 1 (figure 3.50). Un chevauchement entre deux zones consécutives qui se traduit par une superposition de deux attaques électrochimiques est réalisé (figure 3.52) dans le but de faire

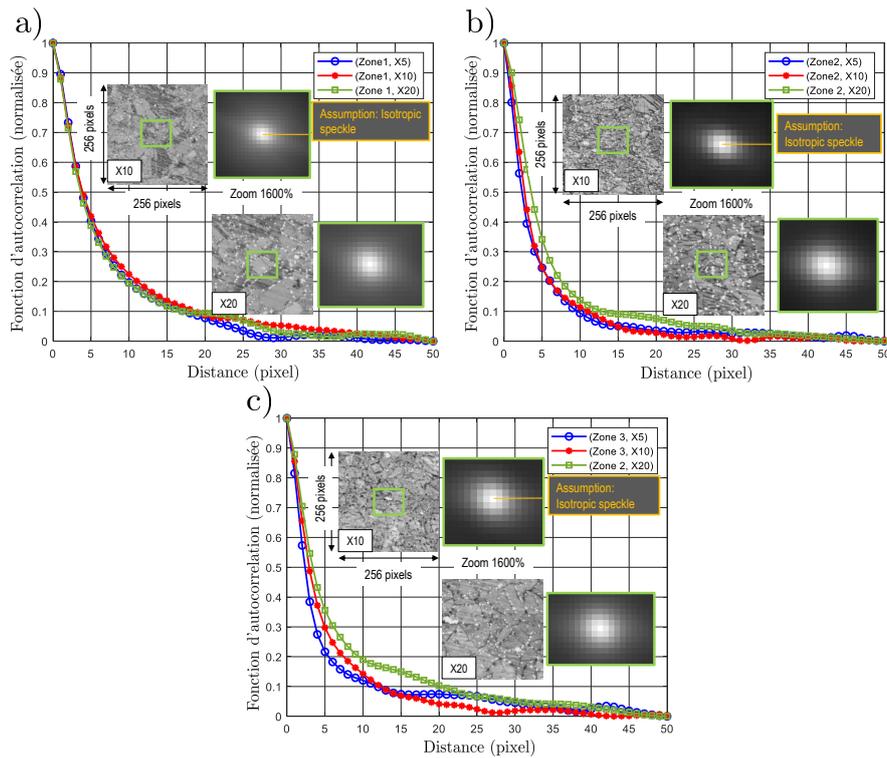


FIGURE 3.51 – Fonction d’autocorrelation à différentes valeurs de grossissements : a) zone 1 ; b) zone 2 et c) zone 3.

apparaître les joints des grains.

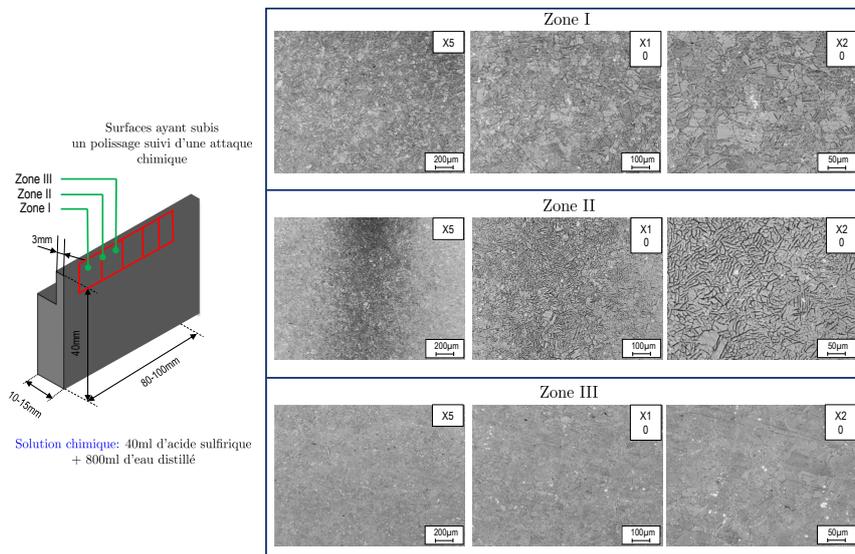


FIGURE 3.52 – Attaque électrochimique par morceau d’une éprouvette en Inconel 718 : visualisation microscopique de différentes zones.

La zone II, qui correspond à une superposition de deux attaques électrochimiques, montre l’apparition des joints des grains (figure 3.52, grossissement X10 et 20) avec la moindre apparition des précipités.

L’examen de la microstructure par la fonction d’autocorrélation (figure 3.53) montre l’inté-

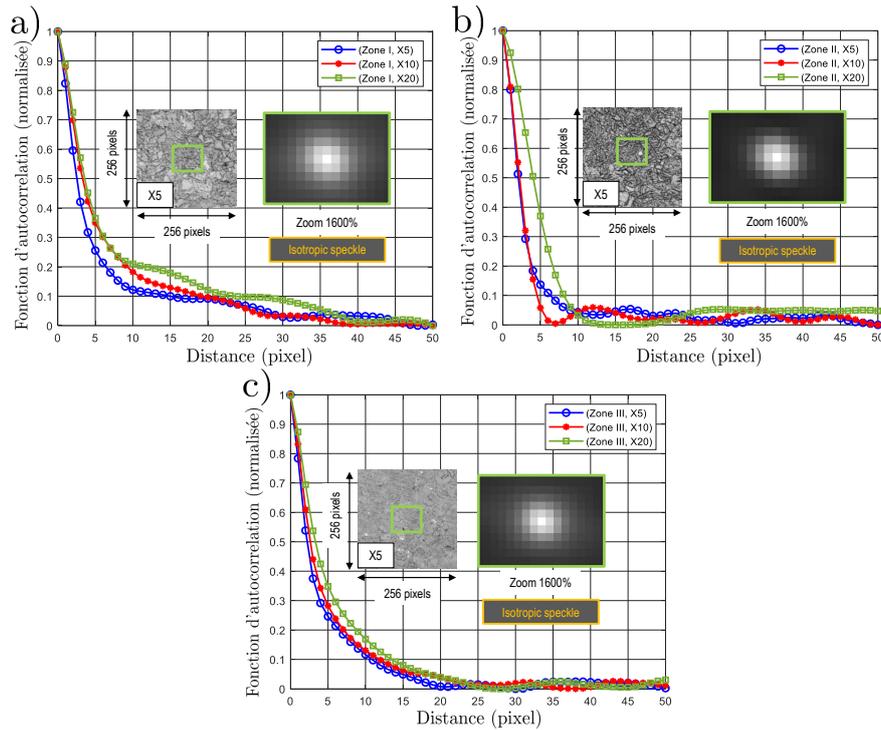


FIGURE 3.53 – Fonction d'autocorrelation à différentes valeurs de grossissements : a) zone I ; b) zone II (superposition de deux attaques électrochimiques) et c) zone III.

rêt de l'apparition des joints des grains. En effet, elle a permis de réduire significativement la taille des motifs ( $\approx 10$  pixels dans la zone II (figure 3.53.b)).

Cependant, l'essai de coupe orthogonale instrumentée, mené sur cette pièce, montre une saturation du capteur de la caméra rapide. Ceci prouve que la matrice  $\gamma$ , qui constitue la micro-structure de l'Inconel 718, contribue à une réflexion intense de la lumière.

Afin d'éviter cette problématique, un polissage grossier avec un papier abrasif P1200 est fait (figure 3.54). Des rayures inévitables apparaissent sur le bord de l'éprouvette.

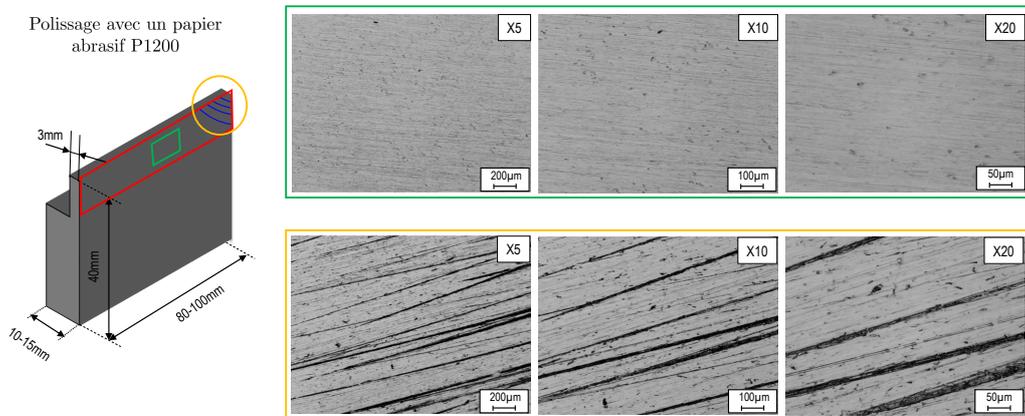


FIGURE 3.54 – Polissage d'une éprouvette en Inconel 718 avec un papier abrasif P1200 : visualisation microscopique de différentes zones.

L'examen de la surface par la fonction d'autocorrélation s'est fait sur des images prises au milieu de l'éprouvette (figure 3.55) ainsi que sur le bord (figure 3.56).

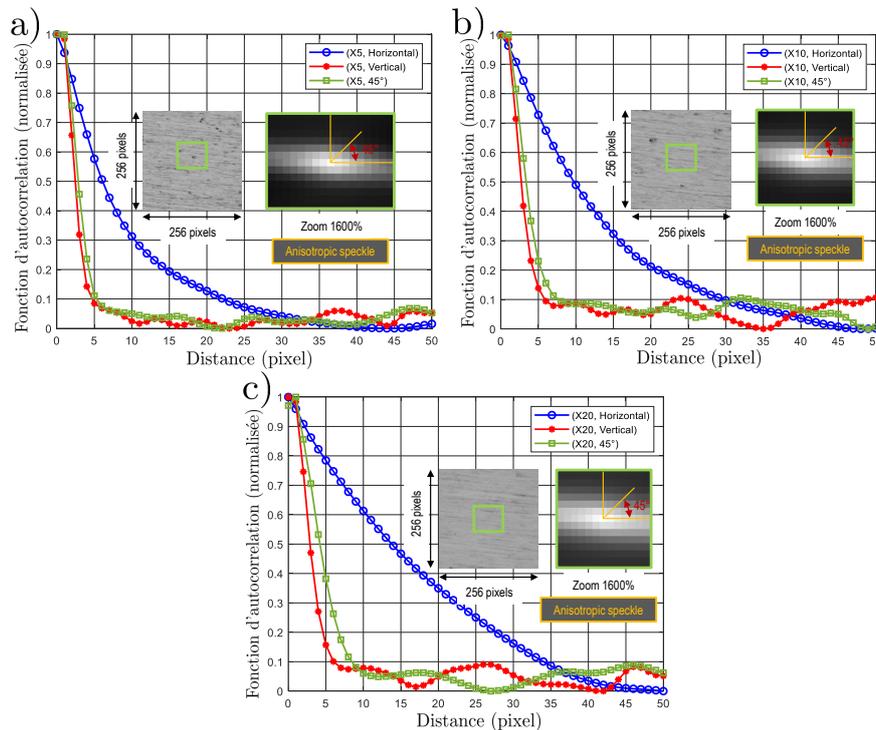


FIGURE 3.55 – Fonction d'autocorrélation sur des images prises au milieu de l'éprouvette en Inconel 718 à différents valeurs de grossissements : a) X5 ; b) X10 et c) X20.

La figure 3.55 montre une coïncidence entre les deux fonctions d'autocorrélation déterminées suivant la direction verticale et à 45°. Ceci n'est pas le cas sur des images prises au bord de l'éprouvette (figure 3.56) où le motif obtenu est fortement anisotrope.

Malgré cette anisotropie, le polissage grossier a permis de créer des motifs aléatoires utiles pour l'application de la CIN. De plus, les images obtenues en coupe orthogonale étaient moins exposées à la lumière due à l'absence de la matrice  $\gamma$  ainsi que les précipités. Les motifs créés étaient discernables, ce qui a rendu possible l'exploitation des images par la technique CIN.

### 3.5.2.3 Efforts de coupe

La mesure des efforts de coupe est réalisée avec le même dynamomètre de référence 9129A. Les figures 3.57 et 3.58 donnent respectivement l'évolution des forces de coupe et des moments mesurés avec un angle de coupe  $\gamma=15^\circ$ . A une faible vitesse de coupe (3m/min), la coupe de l'Inconel 718 génère une force de coupe très importante dont la moyenne vaut  $\approx 2000\text{N}$  (figure 3.57.a). Cette dernière s'atténue avec l'augmentation de la vitesse de coupe et atteint  $\approx 1500\text{N}$  (figure 3.57.c) à une vitesse égale à 20m/min. La même tendance est constatée pour les moments mesurés (figure 3.58).

Pour un angle de coupe  $\gamma=30^\circ$ , les forces de coupe et les moments mesurés sont données dans les figures 3.59 et 3.60. A une vitesse de coupe de 3m/min, la moyenne de la force de

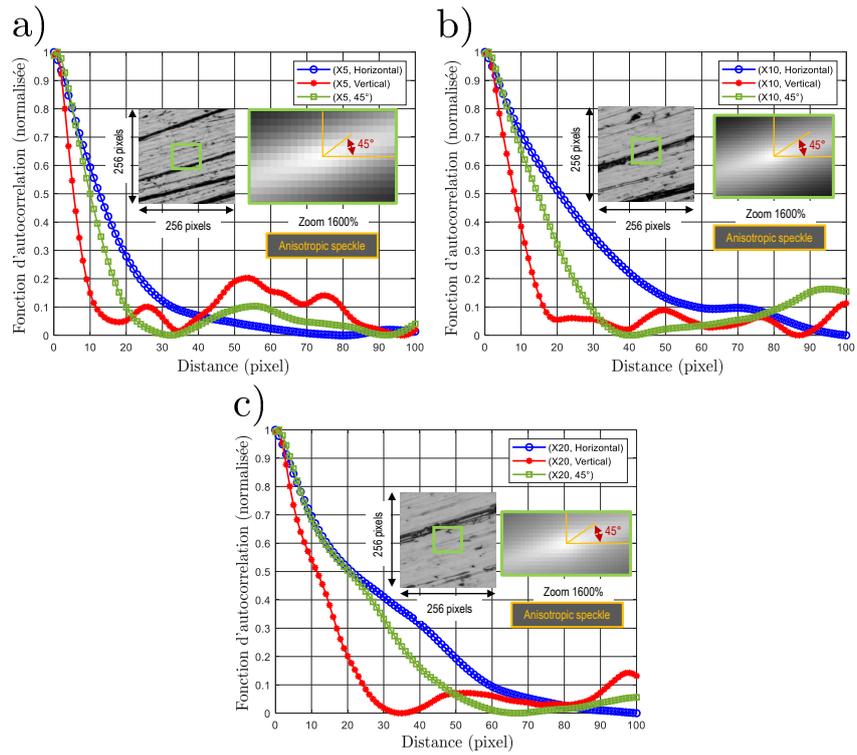


FIGURE 3.56 – Fonction d'autocorrelation sur des images prises au bord de l'éprouvette en Inconel 718 à différents valeurs de grossissements : a) X5 ; b) X10 et c) X20.

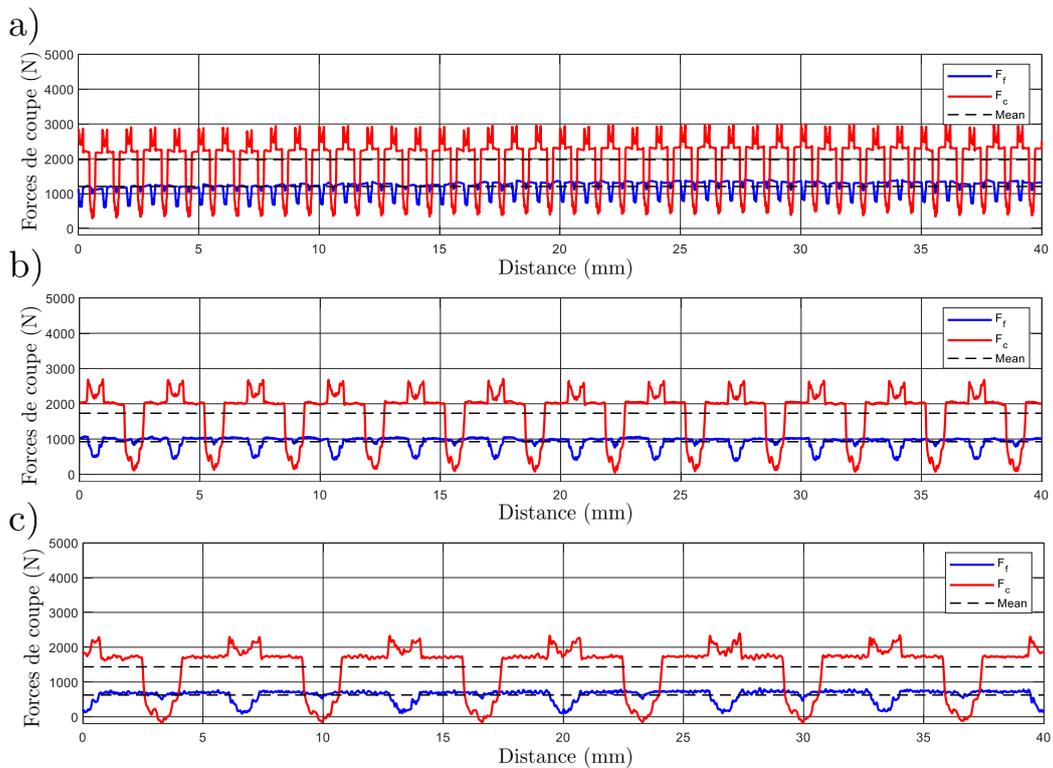


FIGURE 3.57 – Forces de coupe : a)  $V_c=3\text{m/min}$  ; b)  $V_c=10\text{m/min}$  et  $V_c=20\text{m/min}$  (angle de coupe :  $\gamma=15^\circ$ ).

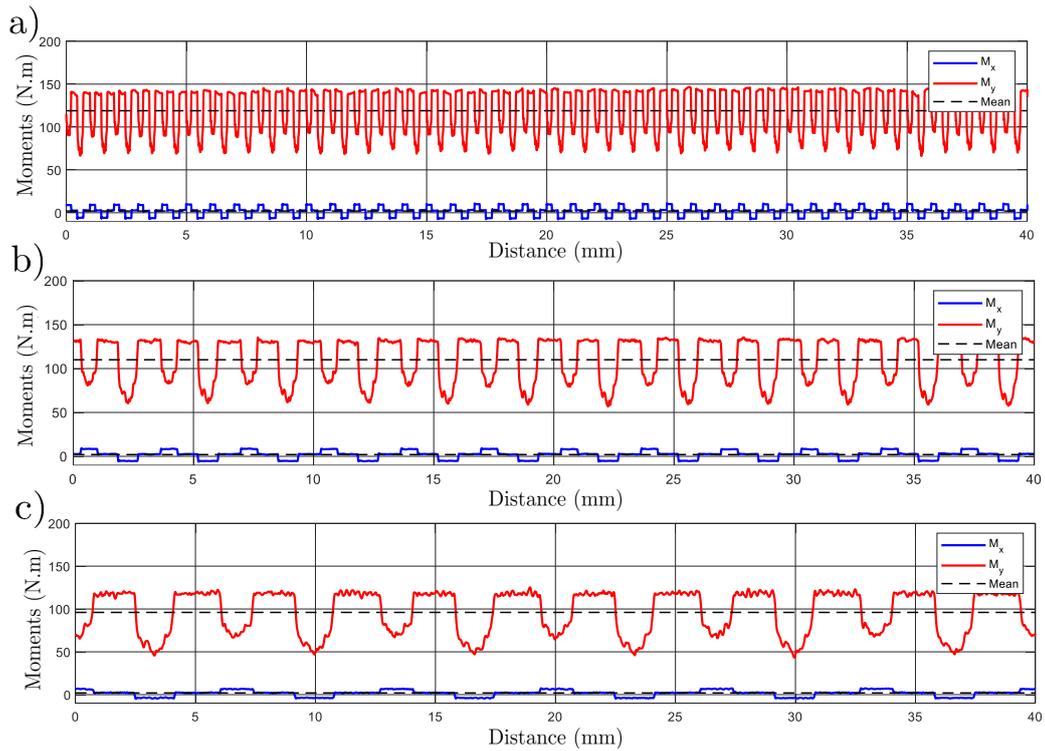


FIGURE 3.58 – Moments de coupe mesurés au centre de la platine : a)  $V_c=3\text{m/min}$  ; b)  $V_c=10\text{m/min}$  et  $V_c=20\text{m/min}$  (angle de coupe :  $\gamma=15^\circ$ ).

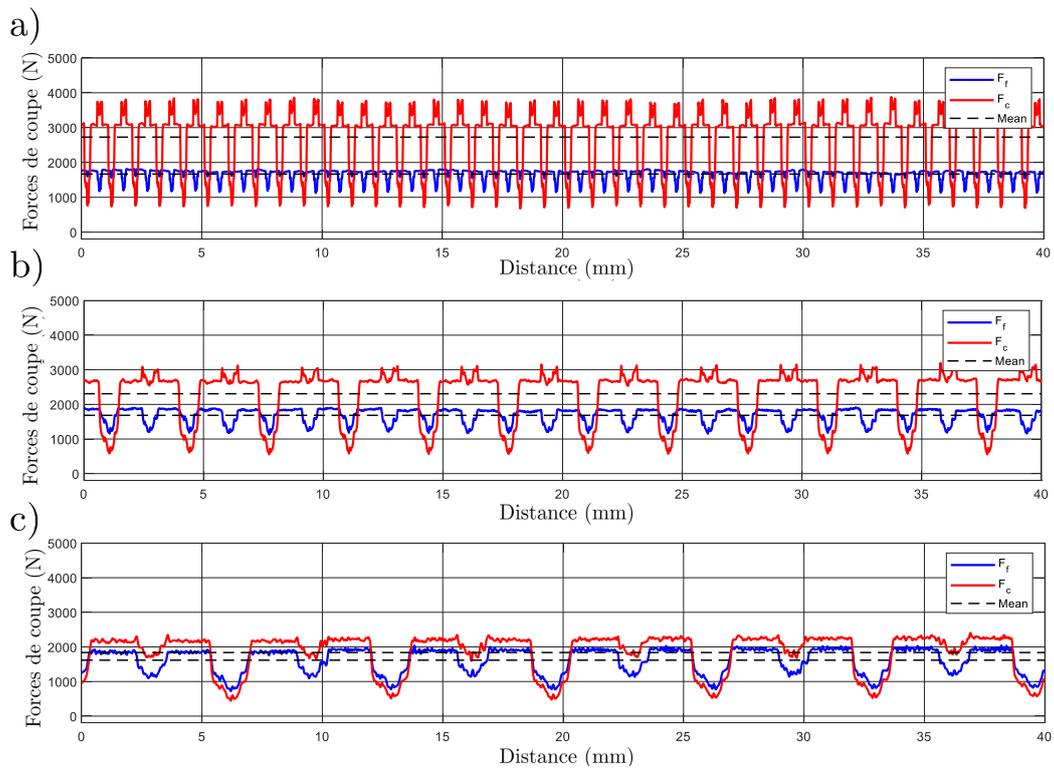


FIGURE 3.59 – Forces de coupe : a)  $V_c=3\text{m/min}$  ; b)  $V_c=10\text{m/min}$  et  $V_c=20\text{m/min}$  (angle de coupe :  $\gamma=30^\circ$ ).

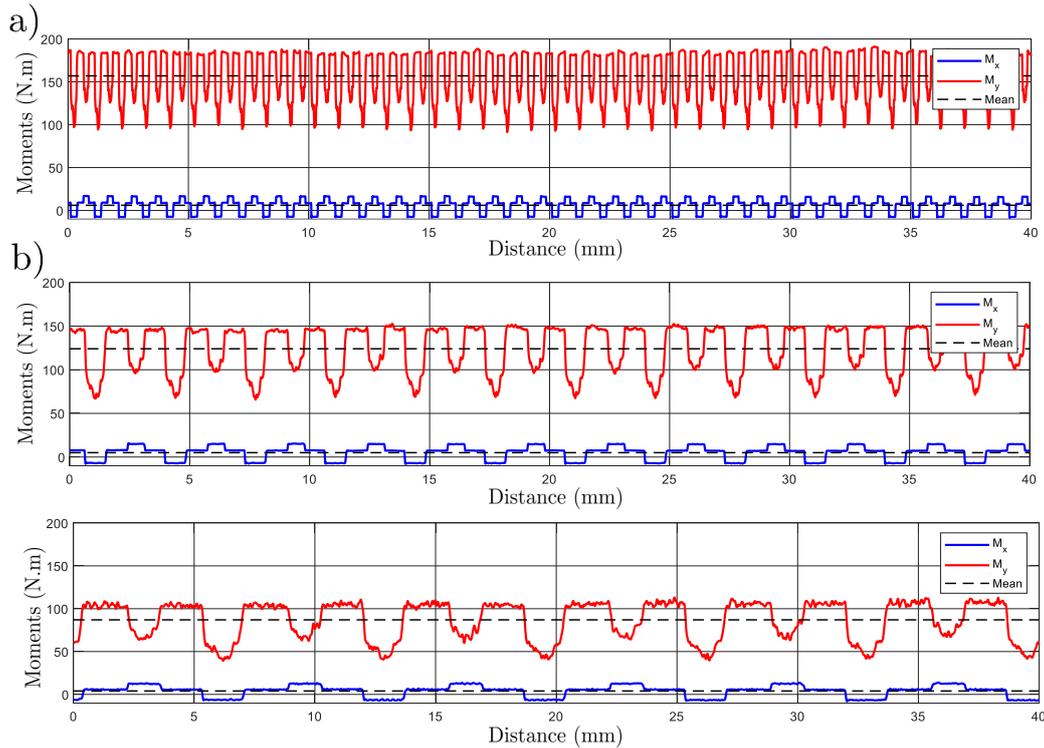


FIGURE 3.60 – Moments de coupe mesurés au centre de la platine : a)  $V_c=3\text{m/min}$ ; b)  $V_c=10\text{m/min}$  et  $V_c=20\text{m/min}$  (angle de coupe :  $\gamma=30^\circ$ ).

coupe vaut  $\approx 2800\text{N}$ . Celle-ci est plus importante comparée avec la moyenne obtenue à la même vitesse et avec un angle de coupe  $\gamma=15^\circ$ . Elle est de même pour les vitesses de coupe de 10 et 20m/min. Ainsi, l'augmentation de l'angle de coupe de  $15^\circ$  à  $30^\circ$  génère des forces de coupe plus importantes.

### 3.5.2.4 Analyse des champs cinématiques mesurés

Les paramètres mécaniques et optiques utilisés pour la prise des vidéos lors de la formation des copeaux en Inconel 718 sont résumés dans le tableau 3.10. Seule la caméra SA5 est utilisée pour ces essais. Les mêmes résolutions (R) et temps d'intégration ( $t_i$ ), utilisés pour les essais sur l'alliage Ti-6Al-4V, sont employés. Pour l'essai à 3m/min, une augmentation de la fréquence d'acquisition à 15000 images/s est rendue possible grâce à l'utilisation de la caméra SA5. Afin de réduire la réflexion de la lumière par la zone de coupe, le système optique utilisant de l'éclairage placé à l'extérieur est employé (figure 2.32).

TABLE 3.10 – Paramètres mécaniques et optiques pour les essais de mesure des champs cinématiques.

$V_c$ (m/min)	$\gamma$ ( $^\circ$ )	Caméra	R (pixels <sup>2</sup> )	$f_{aq}$ (Hz)	$t_i$ ( $\mu\text{s}$ )	Px ( $\mu\text{m}/\text{pixel}$ )
3	15 ; 30	SA5	512×512	15000	50	1,32
10				25000	$\approx 18$	

### • Champs des déplacements et des déformations

#### Essai à 3m/min

A 3m/min, les images obtenues sont fortement résolues (bon contraste). Les contours du copeau et de la plaquette de coupe sont bien discernables. Ceci montre implicitement que le copeau en Inconel 718 subit moins de mouvement hors plan comparé avec le cas de l'alliage Ti-6Al-4V. Les figures 3.61 et 3.62 donnent l'évolution des champs de déplacement et des déformation cumulées pendant la formation de copeau en Inconel 718 avec un angle de coupe  $\gamma=15^\circ$ . Pour  $\gamma=30^\circ$ , ils sont respectivement donnés dans les figures 3.63 et 3.64.

Les gradients de déplacement suivant x et y sont quasiment identiques pour les deux angles de coupe. Ils atteignent  $\approx 60\mu\text{m}$  suivant x et  $\approx 40\mu\text{m}$  suivant y. La figure 3.63 montre clairement la formation d'un copeau continu avec  $\gamma=30^\circ$ . Un fort gradient de déplacement est constaté au niveau de la ZCP. Pour ce copeau continu, les composantes des déplacement  $U_x$  et  $U_y$  sont mesurées sur la partie du copeau située au dessus de la ZCP (figures 3.63.b et c). Ainsi, il est possible de calculer le vecteur déplacement et de remonter à la vitesse de glissement de copeau.

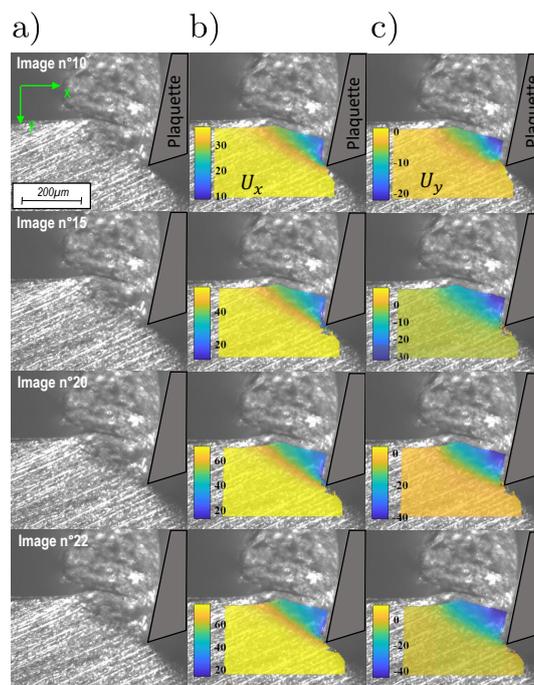


FIGURE 3.61 – a) Images visuelles ; champs des déplacements : b)  $U_x$  ( $\mu\text{m}$ ) et c)  $U_y$  ( $\mu\text{m}$ ) à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$ .

Les figures 3.62 et 3.64 montrent que l'Inconel 718 subit moins de déformation comparé avec l'alliage Ti-6Al-4V. Pour un angle de coupe  $\gamma=15^\circ$ , la déformation de compression suivant x atteint  $\approx -0,8$  (image 22 dans la figure 3.62.a) au voisinage de la pointe de l'outil tandis que la déformation maximale de cisaillement vaut  $\approx 0,4$ . Ceci prouve que le copeau subit plus de déformation de compression suivant x que de cisaillement. Il est de même avec un angle de coupe  $\gamma=30^\circ$  où la déformation de compression suivant x et de cisaillement atteignent respectivement  $\approx -0,6$  et  $\approx 0,15$ . L'effet de l'augmentation de l'angle de coupe (de 15 à 30°) se traduit toujours

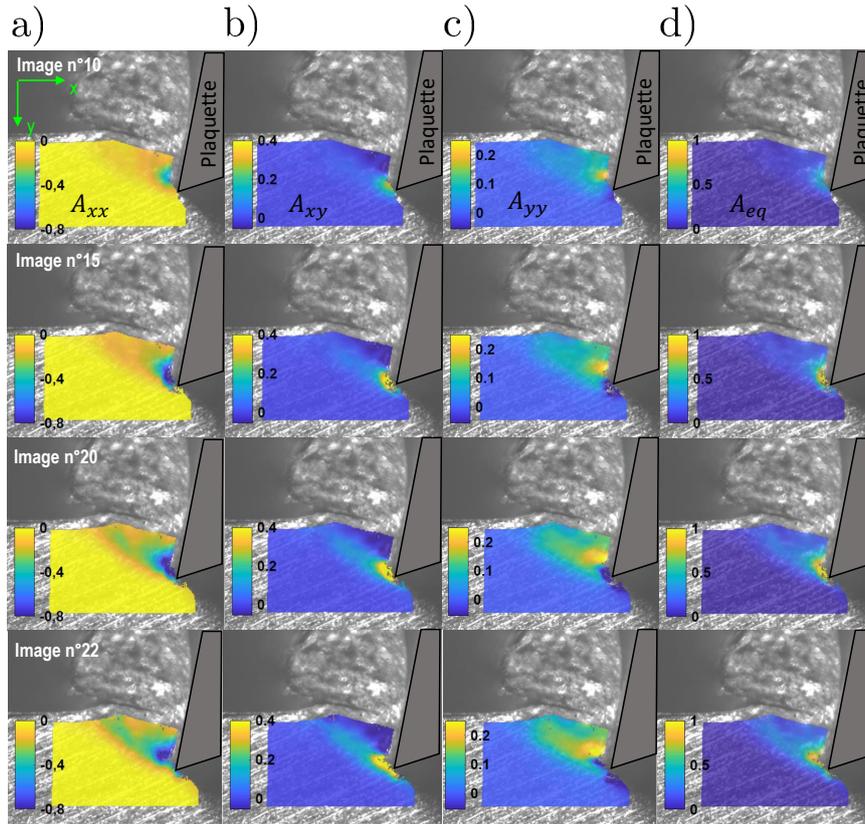


FIGURE 3.62 – Les champs des déformations d’Euler-Almansi : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  ; c)  $A_{yy}$  et d) le champs des déformations équivalentes  $A_{eq}$  à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$ .

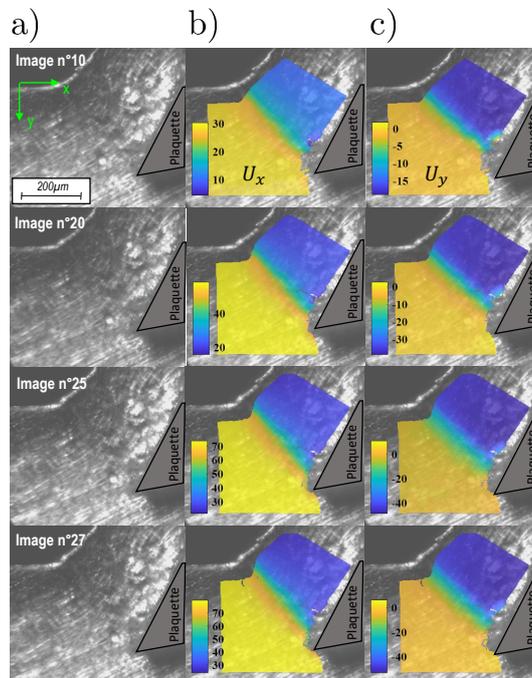


FIGURE 3.63 – a) Images visuelles ; champs des déplacements : b)  $U_x$  ( $\mu\text{m}$ ) et c)  $U_y$  ( $\mu\text{m}$ ) à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=30^\circ$ .

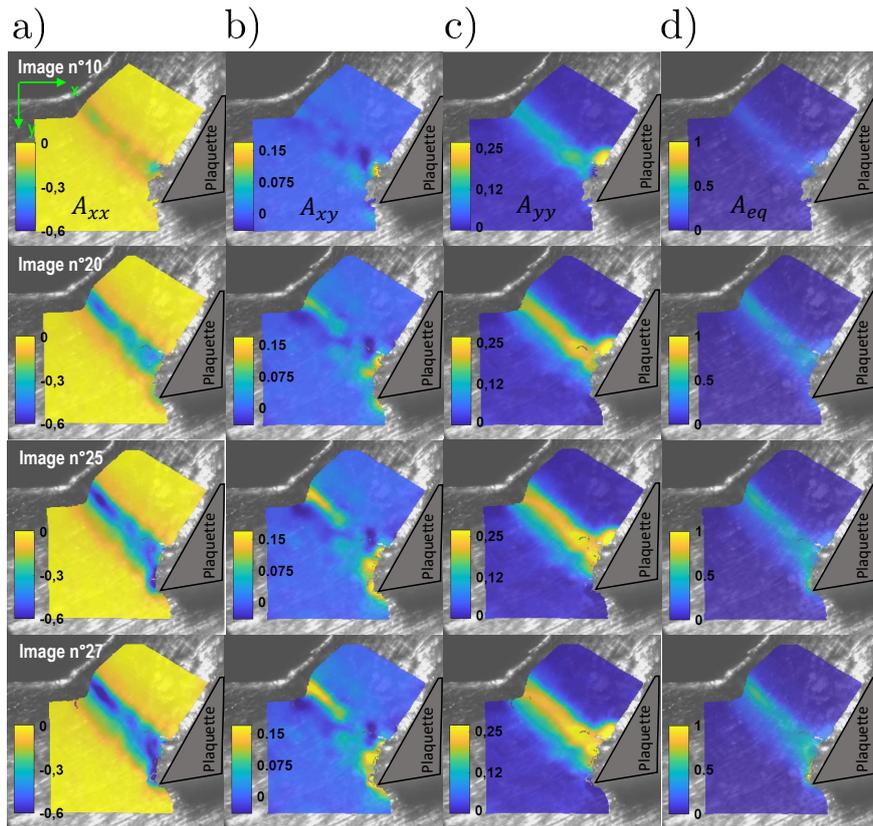


FIGURE 3.64 – Les champs des déformations d’Euler-Almansi : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  ; c)  $A_{yy}$  et d) les champs des déformations équivalentes  $A_{eq}$  à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=30^\circ$ .

par une réduction de la déformation de la matière.

Contrairement à l’alliage Ti-6Al-4V où il subit des déformations de compression suivant  $y$ , les figures 3.62.c et 3.64.c montrent que l’alliage d’Inconel 718 subit des déformations de traction suivant  $y$ .

La figure 3.62.d montre que la localisation de la déformation équivalente se produit au voisinage de la pointe de l’outil et se propage vers le bord libre de la pièce. Ceci coïncide avec les mécanismes de formation d’un copeau segmenté. Pour l’angle de coupe  $\gamma=30^\circ$ , l’apparition brutale de la localisation de la déformation équivalente au niveau de la ZCP commence avec l’image n°10 (figure 3.64.d). Une élévation progressive de la déformation tout au long de la ZCP est produite. Ceci est cohérent avec les mécanismes de formation d’un copeau continu.

#### Essai à 10m/min

Les figures 3.65 et 3.66 montrent l’évolution des champs de déplacement et de déformation cumulés pour un angle de coupe  $\gamma=15^\circ$ . Pour  $\gamma=30^\circ$ , ils sont respectivement donnés dans les figures 3.67 et 3.68. De même que pour l’essai à 3m/min, l’essai à 10m/min montre la formation d’un copeau segmenté avec  $\gamma=15^\circ$  (figure 3.65.a) et la formation d’un copeau continu avec  $\gamma=30^\circ$  (figure 3.67.a). Les gradients de déplacement sont de l’ordre de  $\approx 100\mu\text{m}$  suivant  $x$  et  $\approx -80\mu\text{m}$  suivant  $y$ .

L'augmentation de la vitesse de coupe a donné une déformation plus importante de la matière située dans la ZCP. Pour  $\gamma=15^\circ$ , la déformation de compression suivant x et de cisaillement atteignent respectivement  $\approx -1$  (image 26 dans la figure 3.66.a) et  $\approx 0,75$  (image 26 dans la figure 3.66.b). Pour  $\gamma=30^\circ$ , elles atteignent respectivement  $\approx -0,9$  (image 20 dans la figure 3.68.a) et  $\approx 0,4$  (image 20 dans la figure 3.68.b). Ceci prouve encore que le copeau en Inconel 718 subit plus de déformation de compression suivant x que de cisaillement.

De même que pour l'essai à 3m/min, la figure 3.66.d montre une localisation de la déformation équivalente qui se produit au voisinage de l'outil et se propage vers le bord libre de la pièce. Ceci n'est pas le cas pour l'essai avec  $\gamma=30^\circ$  (figure 3.68.d) où la localisation de la déformation équivalente au niveau de la ZCP se produit brutalement.

Dans le cas des deux angles de coupe, les maximums des déformations équivalentes sont quasiment identiques et valent  $\approx 1,2$ . Ainsi, à 10m/min, le changement de l'angle de coupe n'a pas d'effet significatif sur la déformation équivalente de la matière.

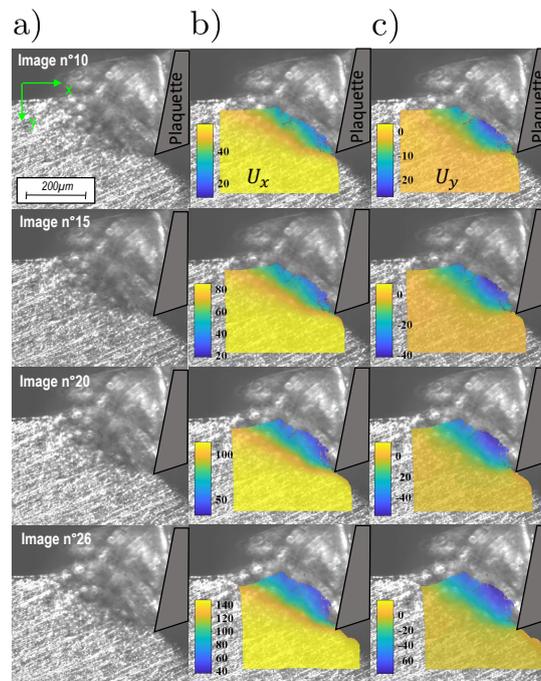


FIGURE 3.65 – a) Images visuelles ; champs des déplacements : b)  $U_x$  ( $\mu\text{m}$ ) et c)  $U_y$  ( $\mu\text{m}$ ) à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$ .

L'analyse des profils des composantes de déformation en coupe de l'alliage d'Inconel 718 est donnée dans l'annexe E.

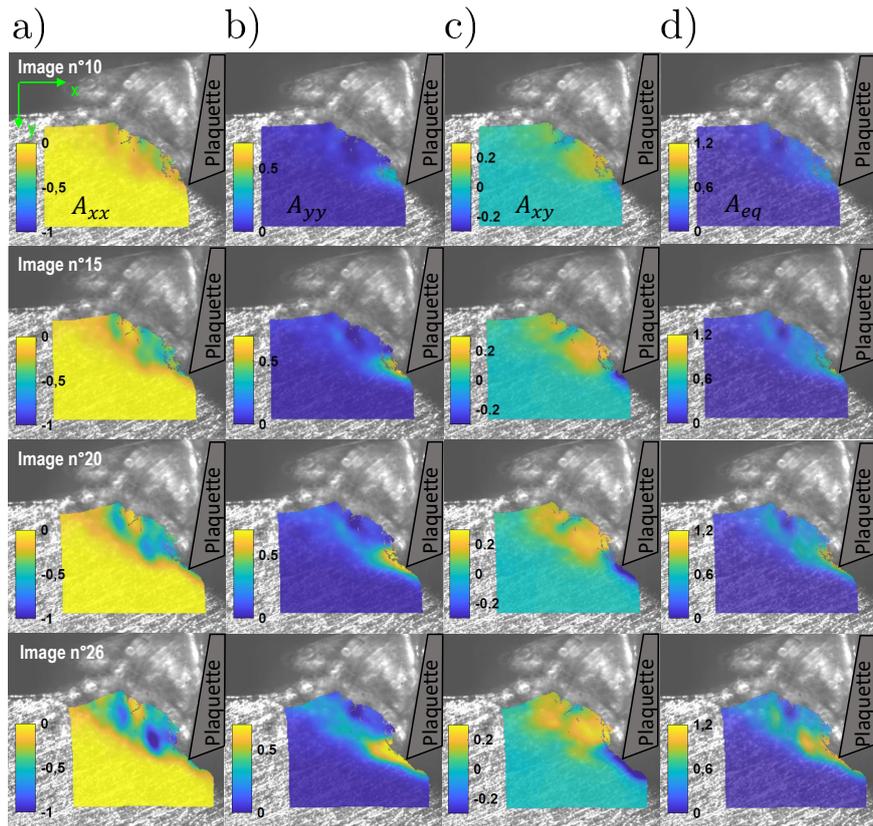


FIGURE 3.66 – Les champs des déformations d’Euler-Almansi : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  ; c)  $A_{yy}$  et d) le champs des déformations équivalentes  $A_{eq}$  à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$ .

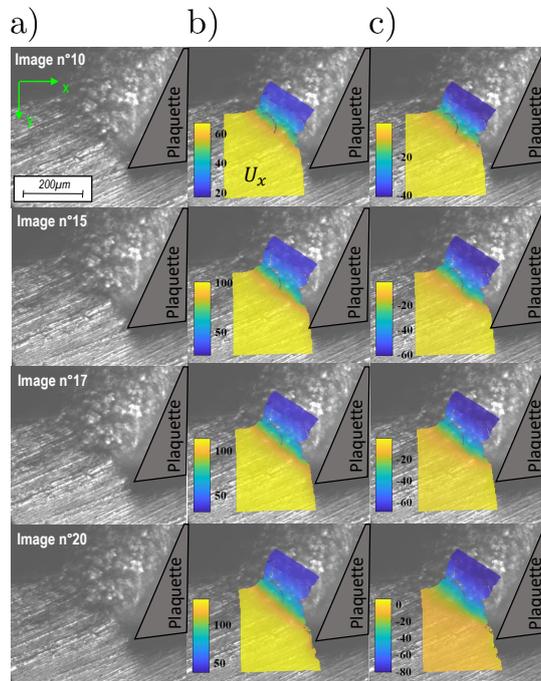


FIGURE 3.67 – a) Images visuelles ; champs des déplacements : b)  $U_x$  ( $\mu\text{m}$ ) et c)  $U_y$  ( $\mu\text{m}$ ) à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=30^\circ$ .

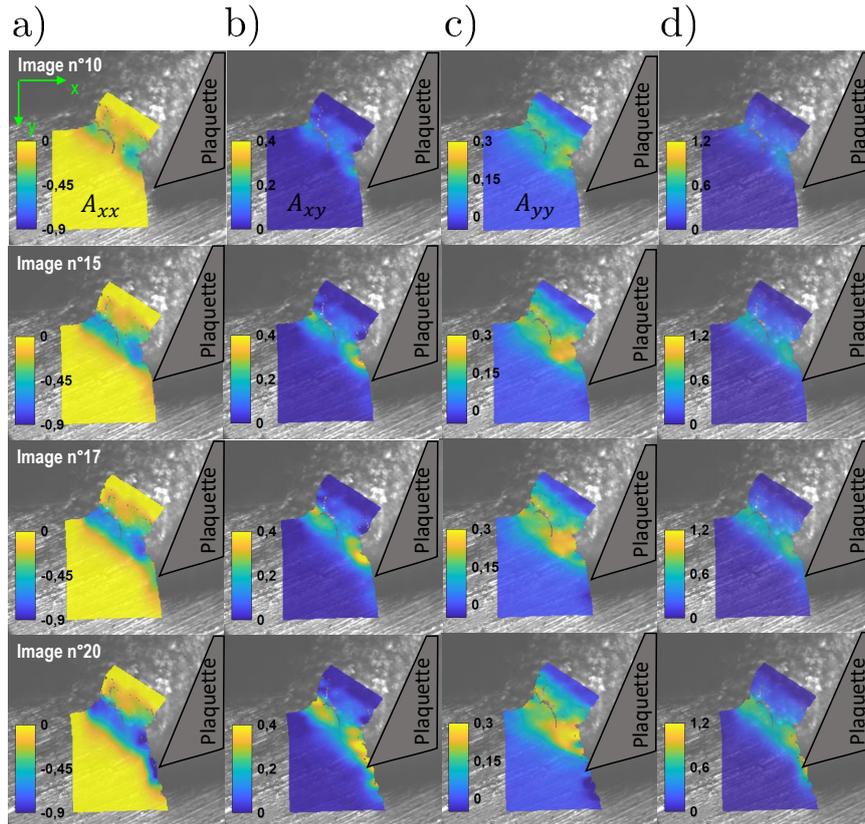


FIGURE 3.68 – Les champs des déformations d’Euler-Almansi : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  ; c)  $A_{yy}$  et d) le champs des déformations équivalentes  $A_{eq}$  à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=30^\circ$ .

### • Niveaux des déformations équivalentes

Le passage à la déformation équivalente permet de synthétiser les résultats de mesure des champs des déformations et faciliter toute comparaison avec des résultats qui seraient issus de la simulation numérique de la coupe orthogonale.

Les figures 3.69 et 3.70 donnent les niveaux des déformations équivalentes atteintes durant la formation de copeau en Inconel718 respectivement pour les vitesses de coupe de 3 et 10m/min et dans le deux cas des angles de coupe ( $\gamma=15$  et  $30^\circ$ ).

La figure 3.69.a montre que la déformation équivalente est plus intense au voisinage de la pointe de l’outil ( $d_v \approx 50\mu\text{m}$ ) et s’atténue en s’éloignant vers le bord libre de la pièce ( $d_v \approx 100\mu\text{m}$ ). Pour  $\gamma=30^\circ$  (figure 3.69), les déformations équivalentes de la matière au niveau de la ZCP sont quasiment identiques ( $A_{eq,max} \approx 0,7$  à  $d_v \approx 50\mu\text{m}$  et  $A_{eq,max} \approx 0,55$  à  $d_v \approx 100\mu\text{m}$ ) dus à la formation d’un copeau continu.

Avec l’augmentation de la vitesse de coupe à 10m/min, la déformation équivalente de la matière située au cœur du copeau devient plus importante (figure 3.70).

Pour  $\gamma=30^\circ$ , la déformation équivalente à  $d_v \approx 50\mu\text{m}$  augmente de  $\approx 0,15$  avec  $V_c=3\text{m/min}$  (figure 3.69.b) à  $\approx 0,25$  avec  $V_c=10\text{m/min}$  (figure 3.70.b). Ceci montre que l’augmentation de la vitesse de coupe induit plus de déformation de la matière située sous la surface usinée.

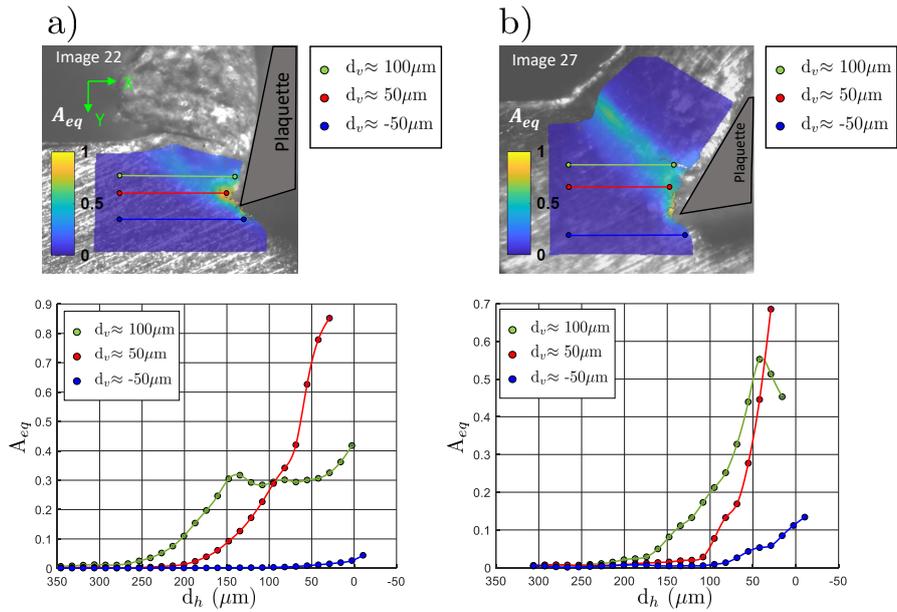


FIGURE 3.69 – Niveau des déformations équivalentes durant la formation de copeau en Inconel 718 à une vitesse de coupe  $V_c=3\text{m/min}$  : a)  $\gamma=15^\circ$  et  $\gamma=30^\circ$ .

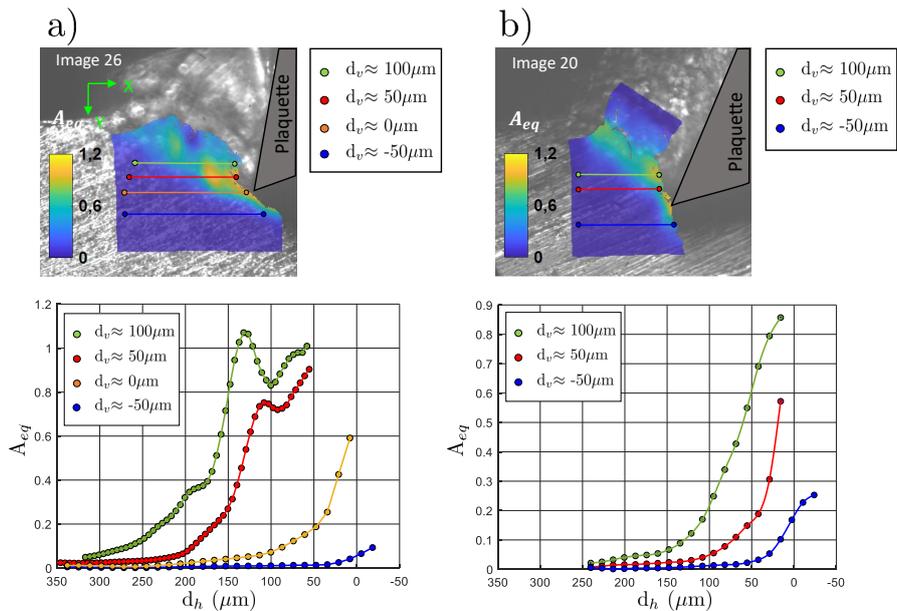


FIGURE 3.70 – Niveau des déformations équivalentes durant la formation de copeau en Inconel 718 à une vitesse de coupe  $V_c=10\text{m/min}$  : a)  $\gamma=15^\circ$  et  $\gamma=30^\circ$ .

Le tableau 3.11 donne le maximum de la déformation équivalente atteinte dans chaque essai. Il montre l'effet de l'augmentation de la vitesse de coupe qui se traduit par une augmentation de la déformation de la matière en Inconel 718 située au niveau de la zone de coupe. Comme pour l'alliage Ti-6Al-4V, l'augmentation de l'angle de coupe a réduit la déformation de la matière.

• **Conclusion intermédiaire**

Les essais réalisés sur l'alliage d'Inconel 718 ont montré une différence dans la géométrie des copeaux obtenus en fonction de la vitesse et de l'angle de coupe. Cette dernière dépend de

TABLE 3.11 – Maximum de la déformation équivalente atteinte dans chaque essai réalisé sur l’alliage d’Inconel 718.

$\gamma(^{\circ})$	15		30	
$V_c$ (m/min)	3	10	3	10
$A_{eq}$	$\approx 0,85$	$\approx 1,14$	$\approx 0,7$	$\approx 0,86$

l’angle de coupe. Avec  $\gamma=15^{\circ}$ , l’Inconel 718 génère des copeaux segmentés tandis qu’il génère des copeaux continus avec  $\gamma=30^{\circ}$ .

L’application de la CIN sur des images prises de la zone de coupe a permis de suivre l’évolution des grandeurs cinématiques pendant la formation de copeau et d’identifier la ZCP. A une même vitesse de coupe, les résultats de mesure des champs des déformations montrent que l’Inconel 718 se déforme moins que le Ti-6Al-4V. Ceci s’explique par ses propriétés mécaniques élevées notamment sa limite élastique.

La déformation de l’Inconel 718 augmente légèrement avec la vitesse de coupe. Ceci pourrait être due à la quantité de chaleur généré dans la zone de coupe qui augmente avec la vitesse de coupe. En effet, des vidéos prises à 20m/min montrent le début de segmentation des copeaux avec  $\gamma=30^{\circ}$ . Avec l’augmentation de la vitesse de coupe, la température du copeau augmente tandis que la conductivité thermique du matériau diminue. Ainsi, la localisation et l’élévation de la température au niveau de la ZCP va être à l’origine d’un adoucissement thermique [Koman-duri and Hou, 2002] ce qui favorise une déformation localisée et plus importante du matériau.

### 3.6 Conclusion

Le banc d’usinage et les systèmes optiques présentés dans le chapitre précédent ont permis d’accéder à la zone de coupe pour mesurer et étudier la déformation de la matière à une échelle locale. La première partie de ce chapitre a été consacrée au choix de la caméra rapide ainsi que de présenter la géométrie de la pièce et les outils de coupe utilisés. Les vidéos prises pendant la formation de copeau en Ti-6Al-4V ont montré des images bien exposées à la lumière avec un bon contraste. Ceci a permis de valider la solution optique d’éclairage coaxial dans le contexte de mesure des champs cinématiques à une échelle locale, en particulier à l’échelle de la zone de coupe.

En coupe orthogonale, le matériau subit des grandes déformations (>150%). Le mouvement hors plan du copeau est à l’origine d’une variation de l’illumination au niveau de la zone de coupe. Ces deux contraintes imposent des difficultés dans le suivi d’un point matériel pendant tout le processus de formation de copeau et la mesure des grandeurs cinématiques cumulées. Afin de répondre à cette problématique, la deuxième partie de ce chapitre a abordé le choix de la méthode numérique adéquate pour le post-traitement des images obtenues de la zone de coupe. Bien que la démarche générique de la technique CIN semble évidente, le choix de l’approche,

type et critère de corrélation devraient tenir en compte les contraintes imposées par la coupe. Ainsi, le choix s'est fait l'approche locale avec une corrélation incrémentale utilisant le critère de type ZNSSD.

Dans le but d'étudier l'évolution des champs des déformations en particulier la propagation de la déformation localisée pendant la formation de copeau, le passage d'une corrélation incrémentale vers des grandeurs cinématiques cumulées (noté par l'acronyme C3IG) était nécessaire. Ceci est rendu possible grâce à l'utilisation d'un logiciel "open source" Ncorr développé par Blaber et al [Blaber et al., 2015]. En effet, l'actualisation de la ROI à chaque incrément de calcul a permis de mesurer des déplacements cumulés et de remonter aux déformations cumulées. La troisième partie du chapitre s'est focalisée sur l'analyse des résultats expérimentaux suite aux essais réalisés sur les deux alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718.

La périodicité de segmentation des copeaux en Ti-6Al-4V dépend des conditions opératoires. Pour une avance de 0,2mm, une segmentation quasi-périodique commence à une vitesse de coupe de 50m/min (respectivement 40m/min) pour  $\gamma=0^\circ$  (respectivement  $\gamma=15^\circ$ ).

Des observations MEBs sur les copeaux ont montré des lamelles  $\beta$  allongées au niveau de la ZCP et la ZCS. En dehors de ces zones, la microstructure du matériau ressemble à l'initiale. Ceci témoigne d'une localisation de la déformation pendant la formation de copeau.

La mesure des grandeurs cinématiques s'est effectuée à des vitesses de coupe inférieures à 20m/min, imposée par la limite de la caméra rapide en terme de fréquence d'acquisition. Les résultats des champs des déformations ont permis d'identifier la bande de localisation de la déformation et de fournir des données quantitatives sur la déformation de la matière au sein de la zone de coupe. En plus de la déformation équivalente, ce travail apporte une analyse de chaque composante de déformation ainsi que son suivi pendant les différentes phases de formation d'un segment de copeau. Ces résultats ont montré que :

- le segment de copeau subit des déformations de compression suivant x et de cisaillement plus intense au voisinage de la pointe de l'outil ( $d_v \approx 50\mu\text{m}$ ) et s'atténue en s'éloignant vers le bord libre de la pièce ( $d_v \approx 100\mu\text{m}$  qui correspond au cœur d'un segment de copeau).
- la localisation de la déformation se propage de la pointe de l'outil vers le bord libre de la pièce suivant la ZCP. Elle montre une coïncidence avec les mécanismes de formation d'un copeau segmenté.
- à  $d_v \approx 50\mu\text{m}$ , la déformation équivalente du matériau est quasiment nulle. Ceci coïncide avec l'hypothèse d'un mouvement de corps rigide. Ainsi, l'épaisseur de la zone affectée par la déformation et située sous la surface usinée est inférieure à 50 $\mu\text{m}$ .
- l'effet de l'augmentation de la vitesse de coupe (de 3 à 20m/min) et de l'augmentation de l'angle de coupe (de 0 à 15 $^\circ$ ) se traduit par une réduction de la déformation de la matière située dans la ZCP.

Les essais réalisés sur l'Inconel 718 étaient contraints par l'usure sévère de la plaquette de

coupe ainsi que la réflexion intense de la lumière. Le choix des angles s'est fait sur 15 et 30° afin d'assurer la faisabilité des essais de coupe orthogonale instrumentée. La surface de la pièce a subi un polissage grossier permettant d'éviter l'apparition de la matrice  $\gamma$  et des précipités. La coupe de l'Inconel 718 génère des copeaux segmentés avec  $\gamma=15^\circ$  tandis qu'elle génère des copeaux continus avec  $\gamma=30^\circ$ . Les résultats de mesure des champs des déformations ont montré que :

- le copeau subit des déformations de compression suivant x plus importante que les déformations de cisaillement.
- à 3m/min, la déformation équivalente est plus intense au voisinage de la pointe de l'outil ( $d_v \approx 50\mu\text{m}$ ) qu'au cœur du copeau ( $d_v \approx 100\mu\text{m}$ ). Ceci n'est pas le cas à 10m/min où la déformation équivalente au cœur du copeau devient plus importante.
- pour  $\gamma=15^\circ$ , la localisation de la déformation apparaît au voisinage de la pointe de l'outil et se propage vers le bord libre de la pièce. Ceci coïncide avec les mécanismes de formation des copeaux segmentés. Il n'est pas le cas pour  $\gamma=30^\circ$ . La localisation de la déformation tout au long de la ZCP apparaît brutalement. Elle est suivie par une élévation progressive et homogène de la déformation équivalente du matériau située dans cette zone.
- pour  $\gamma=30^\circ$ , la déformation équivalente des points matériels situés à 50 $\mu\text{m}$  sous la pointe de l'outil augmente de  $\approx 0,15$  avec  $V_v=3\text{m/min}$  à  $\approx 0,25$  avec  $V_c=10\text{m/min}$ . Ceci montre que l'augmentation de la vitesse de coupe induit plus de déformation de la matière située sous la surface usinée. De plus, il est clair que l'épaisseur de la zone affectée par la déformation dépasse le 50 $\mu\text{m}$ .
- comme pour l'alliage Ti-6Al-4V, l'effet de l'augmentation de l'angle de coupe (de 15 à 30°) se traduit par une réduction de la déformation équivalente du matériau situé dans la ZCP. Ceci n'est pas le cas avec l'augmentation de la vitesse de coupe. On a constaté une légère augmentation de la déformation du matériau. Ainsi, il s'avère que l'augmentation de la vitesse de coupe s'accompagne par une élévation localisée de la température. Ceci va induire un adoucissement thermique ce qui favorise la localisation et l'élévation de la déformation du matériau située dans la ZCP.

Ce chapitre a permis de valider des techniques expérimentales et une méthode numérique de post-traitement dans le contexte de mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale. Il a permis d'apporter une compréhension de la mécanique de la coupe à une échelle locale à travers des données quantitatives liées à la déformation du matériau située dans la zone de coupe. L'effet de la température demeure encore mal connu. Le chapitre suivant va aborder le développement expérimental pour la mesure des champs thermiques en coupe orthogonale à une échelle locale.

## **Chapitre 4**

# **Caractérisation des champs thermiques en coupe orthogonale**

## Sommaire du chapitre 4

<b>4.1</b>	<b>Introduction</b>	<b>159</b>
<b>4.2</b>	<b>Modèles radiométriques</b>	<b>159</b>
<b>4.3</b>	<b>Système optique couplé</b>	<b>162</b>
4.3.1	Choix de la caméra thermique	162
4.3.2	Luminance spectrale	163
4.3.3	Choix des composants optiques	165
4.3.4	Conception	166
<b>4.4</b>	<b>Calibration thermique</b>	<b>167</b>
4.4.1	Description de la technique développée	168
4.4.1.1	Conception du montage de calibration	169
4.4.1.2	Identification du modèle radiométrique	171
<b>4.5</b>	<b>Essai de validation</b>	<b>174</b>
<b>4.6</b>	<b>Conclusion</b>	<b>176</b>

## 4.1 Introduction

Le chapitre précédent a permis d'étudier la mécanique de la coupe à travers les grandeurs cinématiques mesurées à l'échelle de la zone de coupe. La déformation plastique de la matière ainsi que le frottement au niveau de l'interface outil-copeau-pièce génèrent de la chaleur. La zone de coupe est ainsi le siège d'une élévation importante de la température.

Ce chapitre aborde la caractérisation des champs thermiques en coupe orthogonale. Les mesures ponctuelles de la température avec un thermocouple incorporé dans la plaquette de coupe ne sont pas capables de décrire les sollicitations thermiques subies par la matière au sein de la zone de coupe. Afin de mesurer les champs des températures à une échelle locale, un système optique couplé (entre une caméra rapide et une caméra thermique) d'imagerie infrarouge est conçu. Comme pour le système optique d'imagerie visuelle, ce système va permettre d'accéder à la zone de coupe et de mesurer les champs de température. Le rayonnement infrarouge émis par cette zone et enregistré par une caméra thermique permet d'étudier la distribution de la température et d'identifier ses gradients.

Dans ce chapitre, les modèles radiométriques utilisés pour la conversion des niveaux digitaux (DLs) en températures réelles sont discutés. Puis, la conception du système optique couplé est présentée. Il se compose de deux lignes : visuelle et infrarouge. Vu l'échelle de l'étude, la ligne du visible est utilisée principalement pour ajuster la position de l'objectif par rapport à la surface de la pièce. Ce système permet ainsi d'enregistrer des images visibles ainsi que des images infrarouges. Le choix de la caméra thermique et des composants optiques adéquats sont détaillés. Afin d'identifier le modèle radiométrique, une nouvelle technique de calibration est proposée. La conception du montage de calibration ainsi que la procédure employée sont présentées. Finalement, un essai de validation est mené sur l'alliage Ti-6Al-4V. Les champs des températures présents dans le segment de copeau sont analysés à trois différents instants lors de sa formation.

## 4.2 Modèles radiométriques

La mesure des champs des températures avec une caméra infrarouge nécessite un modèle radiométrique permettant de convertir les DLs en températures réelles. Ce modèle est identifié suite à une calibration thermique. Dans la littérature, différentes techniques de calibration étaient employées dans le contexte de mesure des champs des températures en coupe orthogonale. Ces techniques ont permis d'identifier des modèles radiométriques variés.

Pour un corps noir et dans un environnement parfait (chambre noire et une atmosphère assurant une transmittance de 100% (le vide)), le DL mesuré par une caméra thermique est donné en

fonction de la luminance spectrale par :

$$DL = k. \int_{\lambda_{inf}}^{\lambda_{sup}} L_0(\lambda, T).w(\lambda)d\lambda \quad (4.1)$$

où  $[\lambda_{inf} \lambda_{sup}]$  la bande spectrale de la caméra thermique,  $L_0(\lambda, T)$  la luminance spectrale d'un corps noir qui dépend de la longueur d'onde et de la température et  $w(\lambda)$  est la réponse spectrale de la caméra thermique.

La technique classique de calibration thermique est celle utilisant un corps noir. Ce corps est supposé avoir une émissivité égale à 1. Une correspondance entre les DLs et les Températures Radiatives (TR) est établie dans un premier temps. Afin de relier les températures radiatives aux températures réelles d'un matériau, un modèle radiométrique issu de la loi de Planck est généralement utilisé :

$$\frac{1}{T} = \frac{1}{TR} + \frac{\lambda.k}{h.c} \ln(\epsilon(\lambda, T)) \quad (4.2)$$

où  $\lambda$  la longueur d'onde;  $\epsilon$  l'émissivité du matériau qui dépend de la température et de la longueur d'onde,  $c$  la vitesse de la lumière ( $c=2,9979.10^8$ m/s),  $k$  la constante de Boltzmann ( $k=1,3805.10^{-23}$ J/K) et  $h$  la constante de Planck ( $h=6,6255.10^{-34}$ ).

Selon M'Saoubi et al [M'Saoubi et al., 2002], l'erreur par rapport à la température réelle pourrait être déterminée par :

$$Erreur = -T \frac{\lambda.k}{h.c} \ln(\epsilon(\lambda, T)) \quad (4.3)$$

Afin de simplifier les expressions du modèle radiométrique et de l'erreur, la variation de l'émissivité du matériau par rapport à la longueur d'onde pourrait être négligée. En effet, le rajout d'un filtre passe-bande permet de supposer une faible variation de l'émissivité par rapport aux longueurs d'onde. De plus, sur une plage des températures données, seule la moyenne de l'émissivité est prise en compte.

Afin d'accroître le niveau de précision de mesure de la température, Sentenac et al [Sentenac and Gilblas, 2013] proposent un modèle radiométrique permettant de tenir compte de l'effet du bruit sur le signal de la caméra thermique. Ce modèle est proposé pour une caméra thermique proche infrarouge avec une bande spectrale située entre 0,9 et 1,7 $\mu$ m et pour mesurer des températures entre 300 et 1000°C. Etant donné la condition  $\lambda.T < 3000 \mu\text{m.k}$ , la loi de Wien est utilisée pour une bonne approximation de la luminance spectrale d'un corps noir. Ainsi, le modèle radiométrique est issu de la loi de Wien avec un développement polynomial de la longueur d'onde effective en fonction de la température :

$$DL^{CN}(T) = A.exp\left(\frac{-C_2}{\lambda_x(T)} \times T\right) \quad (4.4)$$

tel que  $DL^{CN}(T)$  le niveau digital d'un corps noir,  $A$  le paramètre d'interpolation,  $C_2$  une constante égale à  $14388K \cdot \mu m$  et  $\lambda_x$  l'extension de la longueur d'onde effective donnée par :

$$\frac{1}{\lambda_x} = \sum_{i=0}^N \left( \frac{a_i}{T^i} \right) \quad (4.5)$$

avec  $a_i$  sont les constantes d'interpolation et  $N$  est l'ordre du développement polynomial qui va dépendre de la bande spectrale de la caméra thermique, la bande spectrale d'un éventuel filtre, la plage des températures à mesurer et le niveau de précision souhaité.

En tenant compte de l'émissivité du matériau ( $\epsilon(T) = \frac{DL(T)}{DL^{CN}(T)}$ ), la détermination de la température réelle passe par la résolution de l'équation polynomiale suivante :

$$\sum_{i=0}^N \left( \frac{a_i}{T^i} \right) - \frac{1}{C_2} \left( \ln \left( \frac{DL(T)}{\epsilon(T)} \right) - \ln(A) \right) = 0 \quad (4.6)$$

En particulier, pour le cas de l'étude menée par Sentenac et al [Sentenac and Gilblas, 2013], l'ordre 2 était suffisant pour garantir une précision de  $0,1^\circ C$  sur toute la bande spectrale de la caméra thermique utilisée :

$$\frac{a_2}{T^3} + \frac{a_1}{T^2} + \frac{a_0}{T} - \frac{1}{C_2} \left( \ln \left( \frac{DL(T)}{\epsilon(T)} \right) - \ln(A) \right) = 0 \quad (4.7)$$

Basés sur le matériau lui même, les travaux d'Arrazola et al [Arrazola et al., 2008] optent pour une technique de calibration permettant de relier les températures réelles aux niveaux digitaux (DLs) enregistrés par une caméra thermique sur une plage des longueurs d'onde située entre 3 et  $5\mu m$ . Le modèle utilisé est donné par la relation suivante :

$$T = \alpha_1 \cdot \ln(DL + \alpha_2) + \alpha_3 \quad (4.8)$$

où  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  et  $\alpha_3$  sont les paramètres d'interpolation identifiés par un ajustement de moindre carré.

Ce modèle a l'avantage de s'affranchir des problématiques liées à la variation de l'émissivité du matériau en fonction de la longueur d'onde et de la température. Cependant, le niveau d'oxydation du matériau pourrait être différent lors d'un essai de coupe que lors d'une calibration thermique. Ceci va avoir un effet sur l'émissivité du matériau et par conséquent sur la température mesurée. Toutefois, les temps d'intégration utilisés pour la mesure des champs de température en coupe orthogonale sont inférieurs à 1ms. Ainsi, ils pourraient être supposés négligeables devant le temps mis pour la formation d'une couche fortement oxydée [Arrazola et al., 2008].

Les techniques de calibration thermique peuvent varier selon les paramètres à prendre en compte (variation de l'émissivité, niveau d'oxydation, état de la surface, temps d'intégration). Afin de minimiser l'effet d'oxydation à des températures élevées ( $>500^\circ C$ ), Liljerehn et al [Liljerehn

et al., 2009] ont fait une calibration dans une atmosphère contrôlée où le matériau est chauffé dans un four. Le modèle radiométrique a permis de relier directement les DLs aux températures réelles :

$$T = T_0 + a.Ln\left(\frac{b}{DL - c} - 1\right) \quad (4.9)$$

où  $T_0$ ,  $a$ ,  $b$  et  $c$  sont les paramètres de l'interpolation.

Les techniques de calibration thermique sont basées sur l'utilisation : *i*) soit d'un corps noir, *ii*) soit du matériau étudié comme éprouvette. En utilisant un corps noir, le modèle radiométrique utilisé est issu de la loi de Planck en particulier de la loi de Wien si la condition  $\lambda.T < 3000 \mu\text{m.K}$  est satisfaite. Ces modèles font intervenir l'émissivité du matériau qui varie en fonction de la température, de la longueur d'onde, du niveau d'oxydation et de l'état de surface de la zone étudiée. Afin de s'affranchir des problématiques liées à la variation de l'émissivité, une calibration thermique faite sur le matériau à étudier peut être adoptée. Le modèle radiométrique est identifié par interpolation sur les données des DLs et des températures correspondantes. Ainsi, il permet de relier directement les DLs aux températures réelles du matériau.

La section suivante abordera la conception d'un système optique couplé, composé d'une caméra rapide et d'une caméra thermique permettant de mesurer les champs de température et de déformation subies par la matière au sein de la zone de coupe.

## 4.3 Système optique couplé

### 4.3.1 Choix de la caméra thermique

- **Caméra Infratec**

Durant ces 25 dernières années, Infratec a développé des caméras thermiques performantes en termes de : *i*) fréquence d'acquisition et *ii*) résolution spatiale. Ceci a suscité l'intérêt de vérifier leurs points de fonctionnement (figure 4.1) par rapport à nos travaux. Avec la réduction de la fenêtre d'observation (résolution de la caméra), ces caméras sont capables d'atteindre des fréquences d'acquisition supérieures à 1000 fps à une résolution de  $480 \times 384$  pixels<sup>2</sup> pour la IR10300 (figure 4.1.b). Elles peuvent être équipées par des objectifs de grossissement 8. Ceci permet d'atteindre une résolution spatiale inférieure à  $2 \mu\text{m}$  grâce à un capteur dont la taille (pitch) ne dépasse pas  $12 \mu\text{m}$ .

Ces caméras ont des capteurs de type Insb et fonctionnent sur une bande spectrale allant du proche infrarouge jusqu'au moyen infrarouge.

- **Caméra FLIR**

L'achat d'une caméra Infratec nécessite un investissement important (130keuro). Dans le cadre de cette étude, on se limite à l'utilisation d'une caméra thermique disponible à l'I2M et de type

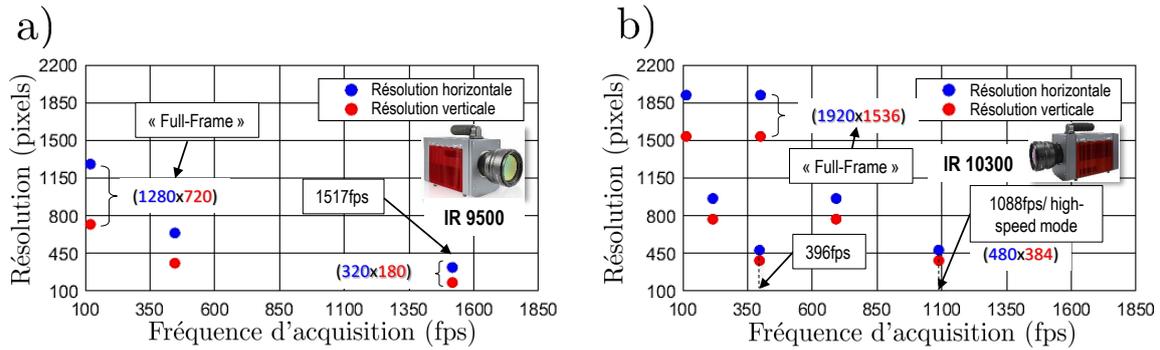


FIGURE 4.1 – Points de fonctionnement des caméras thermiques Infratec : a) IR9300 et b) IR9400.

FLIR SC7200. Elle peut atteindre une fréquence d'acquisition de 600 fps avec une fenêtre de taille  $160 \times 128$  pixels<sup>2</sup> (figure 4.2.a). Sous cette résolution, la taille de la région observée vaut  $0,32 \times 0,256$ mm<sup>2</sup>.

La fréquence d'acquisition de la caméra thermique demeure faible comparée aux fréquences d'acquisition des caméras rapides. Toutefois, en se basant sur le travail d'Harzallah [Harzallah, 2018], il sera possible de suivre l'évolution des champs des températures d'un segment de copeau à travers d'autres segments similaires enregistrés sur le même film.

Cette caméra est équipée par un capteur de type InSb qui fonctionne sur la bande "Mid-Wave" (MW) allant de 3,5 à 5,1 $\mu$ m. Le choix des composants optiques mis dans la ligne infrarouge d'un système optique couplé va dépendre de la bande spectrale de la caméra thermique.

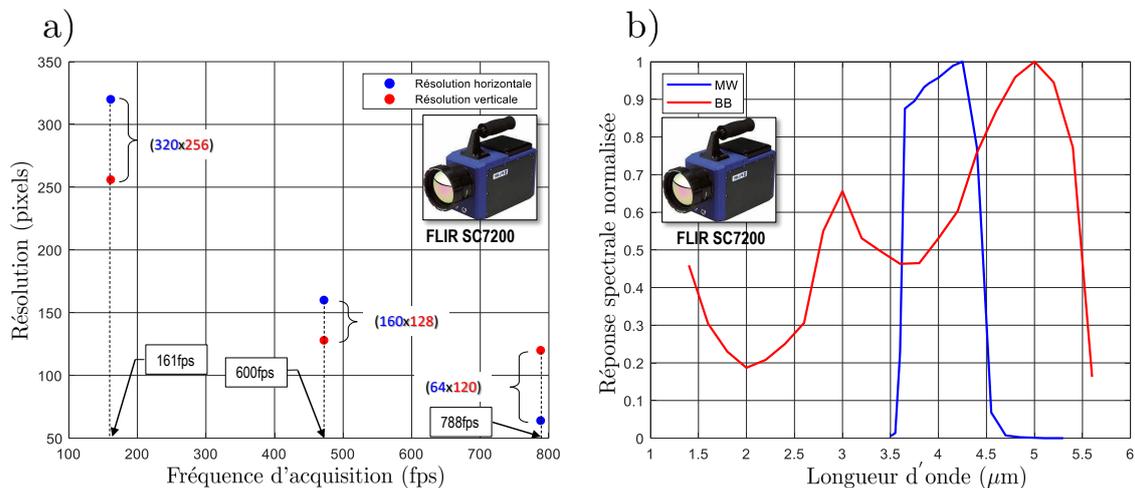


FIGURE 4.2 – a) Points de fonctionnement de la caméra thermique FLIR SC7200; b) et sa réponse spectrale normalisée en fonction de la bande de fonctionnement.

### 4.3.2 Luminance spectrale

La luminance spectrale caractérise le rayonnement infrarouge d'un corps noir. Elle est définie selon la loi de Planck en fonction de la longueur d'onde et de la température du corps

noir :

$$L_0(\lambda, T) = \frac{2hc^2}{\lambda^5} \times \frac{1}{\exp(\frac{hc}{\lambda kT}) - 1} \quad (4.10)$$

La figure 4.3 donne la luminance spectrale d'un corps noir sur une plage des longueurs d'onde allant de 0 à 11 $\mu\text{m}$  et qui couvre le domaine du visible, le proche infrarouge et une partie du moyen infrarouge. Elle est donnée pour une plage des températures allant de 100 à 1000°C.

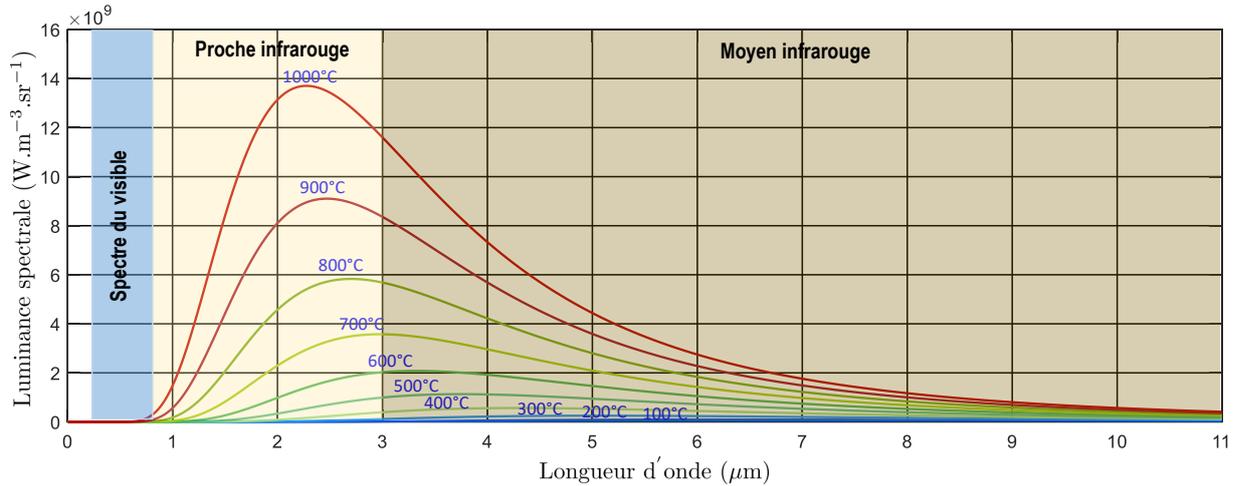


FIGURE 4.3 – Luminance spectrale d'un coprs noir en fonction des longueurs d'ondes et des températures.

Connaissant l'émissivité d'un matériau, on peut remonter à sa luminance spectrale ( $L(\lambda, T)$ ) telle que :

$$L(\lambda, T) = \epsilon(\lambda, T) \times L_0(\lambda, T) \quad (4.11)$$

Selon Harzallah et al [Harzallah, 2018] et pour des températures entre 100 et 600°C, 96% de la luminance spectrale de l'alliage Ti-6Al-4V se situe sur une plage spectrale allant de 3,88 à 16,6 $\mu\text{m}$ . Ainsi, le critère de choix d'une caméra thermique doit reposer sur sa bande spectrale qui devrait se trouver dans la plage spectrale de la luminance du Ti-6Al-4V. Pour la caméra thermique FLIR SC7200 fonctionnant sur la bande MW, sa bande spectrale se situe entre 3,5 et 5,1 $\mu\text{m}$ . Ceci justifie son utilisation dans le contexte de mesure des champs des températures en coupe orthogonale du Ti-6Al-4V.

### 4.3.3 Choix des composants optiques

- **Miroir dichroïque**

Un miroir dichroïque (figure 4.4.a) sera utilisé dans le système optique couplé. Ce miroir permet une séparation des radiations infrarouge et visible. Il assure le maximum de transmittance sur  $[3,5\ 5,1\mu\text{m}]$  (qui correspond à la page de fonctionnement de la caméra thermique) et le maximum de réflectance sur  $[0,4\ 0,7\mu\text{m}]$  (inclu dans la bande du visible et qui correspond à une réponse spectrale maximale de la caméra rapide). Cependant, l'imperfection des procédés de fabrication cause des pertes qui dépendent principalement de l'état de surface obtenue.

Afin de répondre à nos exigences, ce miroir est fabriqué sur mesure par la société RMICO. Il contient deux types de revêtements, HR ("Highly Reflective") et AR ("Anti-Reflective") permettant d'assurer la séparation. La figure 4.4 donne les pourcentages de transmission et de réflectance sur une bande spectrale allant de 0,4 à 5,5 $\mu\text{m}$ .

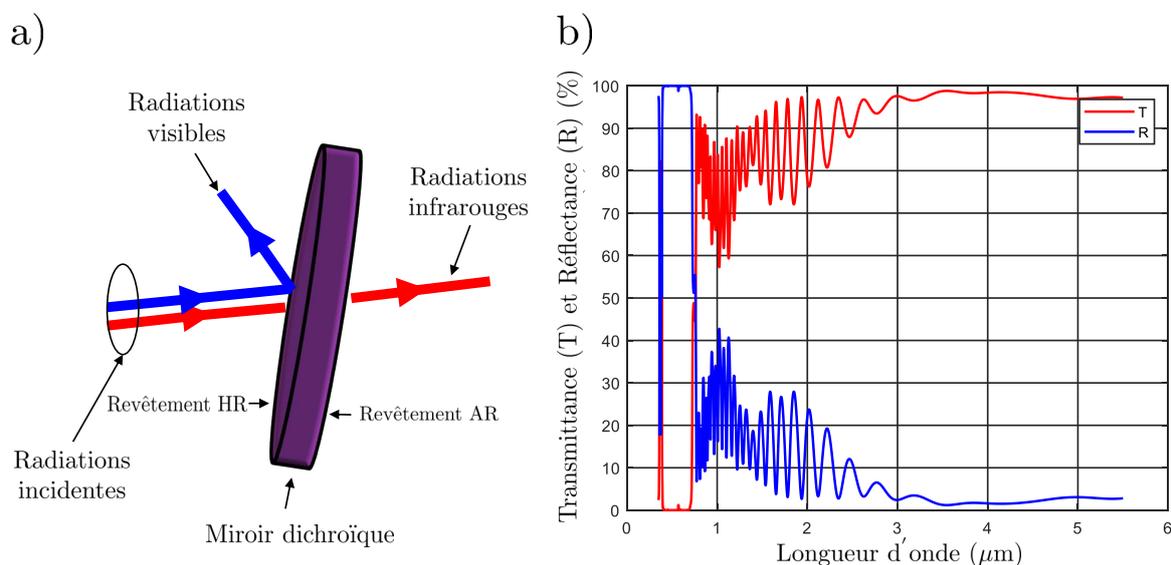


FIGURE 4.4 – a) Principe de fonctionnement du miroir dichroïque et b) pourcentage de Transmission (T) et de Réflectance (R) en fonction des longueurs d'onde.

Le tableau 4.1 résume les caractéristiques techniques du miroir dichroïque. Ce miroir sera placé à  $45^\circ$  par rapport à l'axe optique. Ceci nécessite une platine de réglage en rotation.

TABLE 4.1 – Caractéristiques techniques du miroir dichroïque.

Dimensions ( $\text{mm}^3$ )	Transmittance : T (%)	Réflectance : R (%)	Angle par rapport à l'axe optique ( $^\circ$ )
$36 \times 25 \times 2$	$T > 98$ sur $[0,4..0,7\mu\text{m}]$	$R > 90$ sur $[3..5\mu\text{m}]$	45

- **Miroir réfléchissant infrarouge**

Les radiations infrarouges transmises par le miroir dichroïque seront réfléchies par un miroir réfléchissant infrarouge (figure 4.5). Ce miroir contient un revêtement de type P02 et assure une réflectance supérieure à 96% sur [3,5 5,1 $\mu$ m]. Il sera placé dans un renvoi d'angle à 90° contenant une "platine 3 points" permettant le réglage en rotation par rapport aux deux axes perpendiculaires à l'axe optique de la caméra thermique.

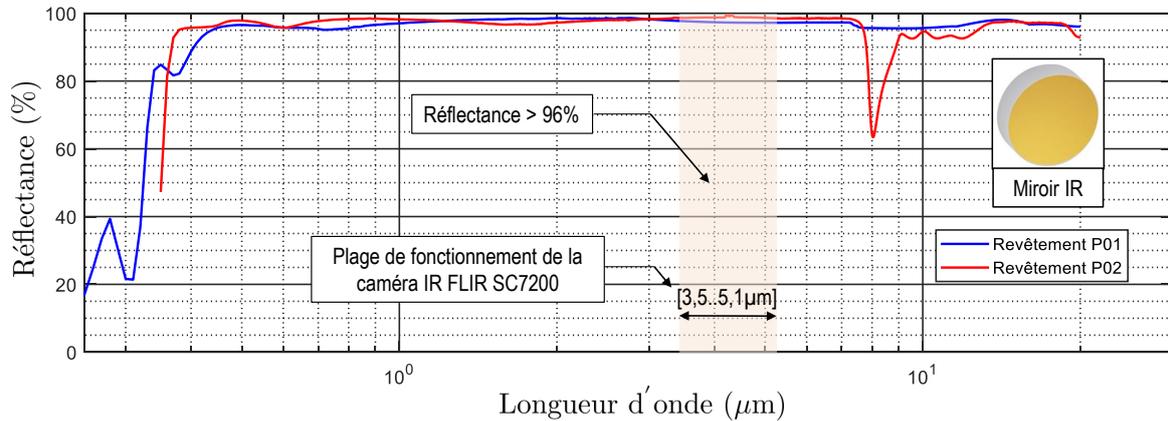


FIGURE 4.5 – Pourcentage de réflexion du miroir infrarouge en fonction des longueurs d'onde et des types de revêtement.

La section suivante présente le montage expérimental dédié pour la mesure des champs des températures en coupe orthogonale.

#### 4.3.4 Conception

Le montage complet du système optique est donné dans la figure 4.6. Les deux caméras rapide et thermique sont fixées sur deux tables. Le réglage en translation se fait par le biais d'une platine micrométrique (annexe F). L'éclaté du montage est également donné dans l'annexe F. Pour ce système optique, la ligne du visible reprend les mêmes composants que ceux présentés dans la figure 2.34 dans le chapitre 2. Vu son étendue spectrale allant du visible jusqu'au proche infrarouge, l'objectif réflectif de grossissement X15 est donc maintenu (figure 4.7). Une vue détaillée de l'ensemble des composants du système optique couplé est donnée dans l'annexe F. Les radiations incidentes ou émises par la zone de coupe traversent l'objectif X15 en premier temps. La séparation entre les radiations infrarouges et visibles est réalisée à travers le miroir dichroïque. Ce miroir est placé dans le cube séparateur, à 45° par rapport à l'axe optique. Ce réglage se fait par le biais d'une plateforme de rotation micrométrique. Le miroir dichroïque assure une transmission des radiations infrarouges et une réflexion des radiations visibles. Ces dernières subissent une deuxième réflexion par le miroir semi-réfléchissant (50R/50T) (placé dans un deuxième cube séparateur) pour être guidées suivant l'axe optique de la caméra rapide.

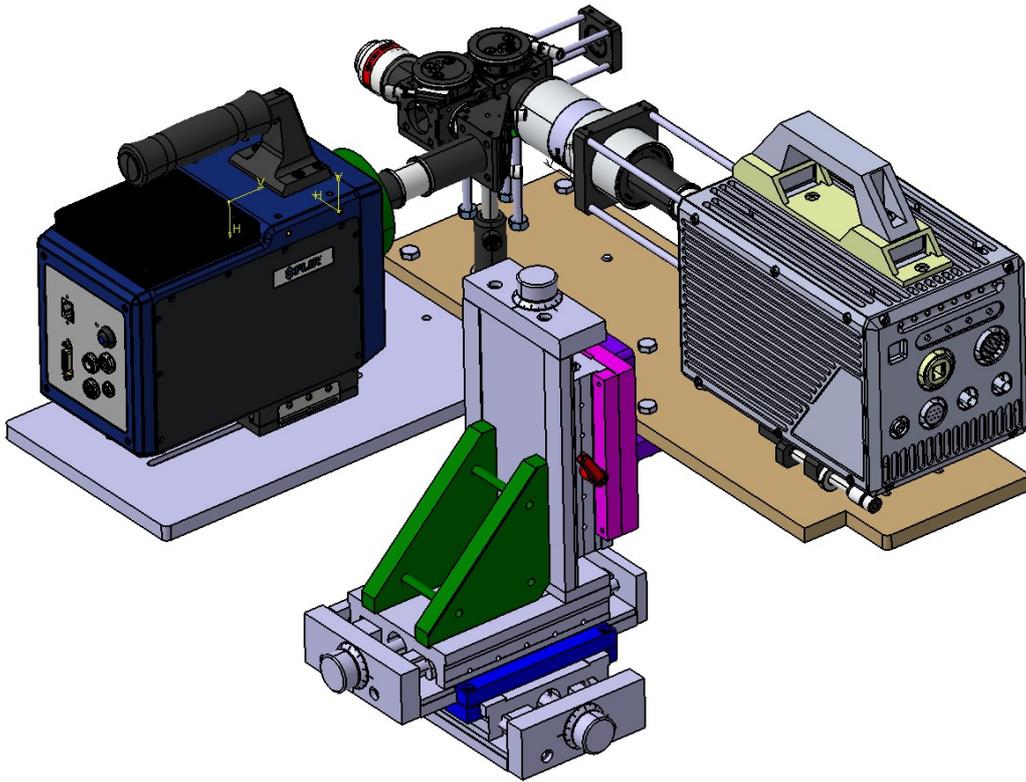


FIGURE 4.6 – Vue de l'ensemble du montage complet.

Les radiations infrarouges traversants le miroir dichroïque subissent une réflexion par le miroir réfléchissant infrarouge placé dans le renvoi d'angle. Ce miroir est placé à  $45^\circ$  par rapport à l'axe optique de la caméra thermique. Il permet ainsi de focaliser les radiations infrarouges vers le capteur de la caméra thermique.

En utilisant ce système optique, la caméra thermique doit être calibrée. En effet, la réponse d'une caméra thermique dépend de l'optique mis en avant. La section suivante va aborder les techniques de calibration thermique ainsi que la technique retenue.

## 4.4 Calibration thermique

Différentes techniques de calibration sont employées afin de déterminer la réponse d'une caméra thermique en fonction de l'optique mis en avant. Parmi ces techniques, l'utilisation d'un corps noir est la plus courante. Vu le besoin d'une correction par rapport à l'émissivité du matériau, cette technique ne sera pas utilisée dans la partie suivante. Seule une technique de calibration permettant de relier directement les températures réelles aux DLs est explicitées.

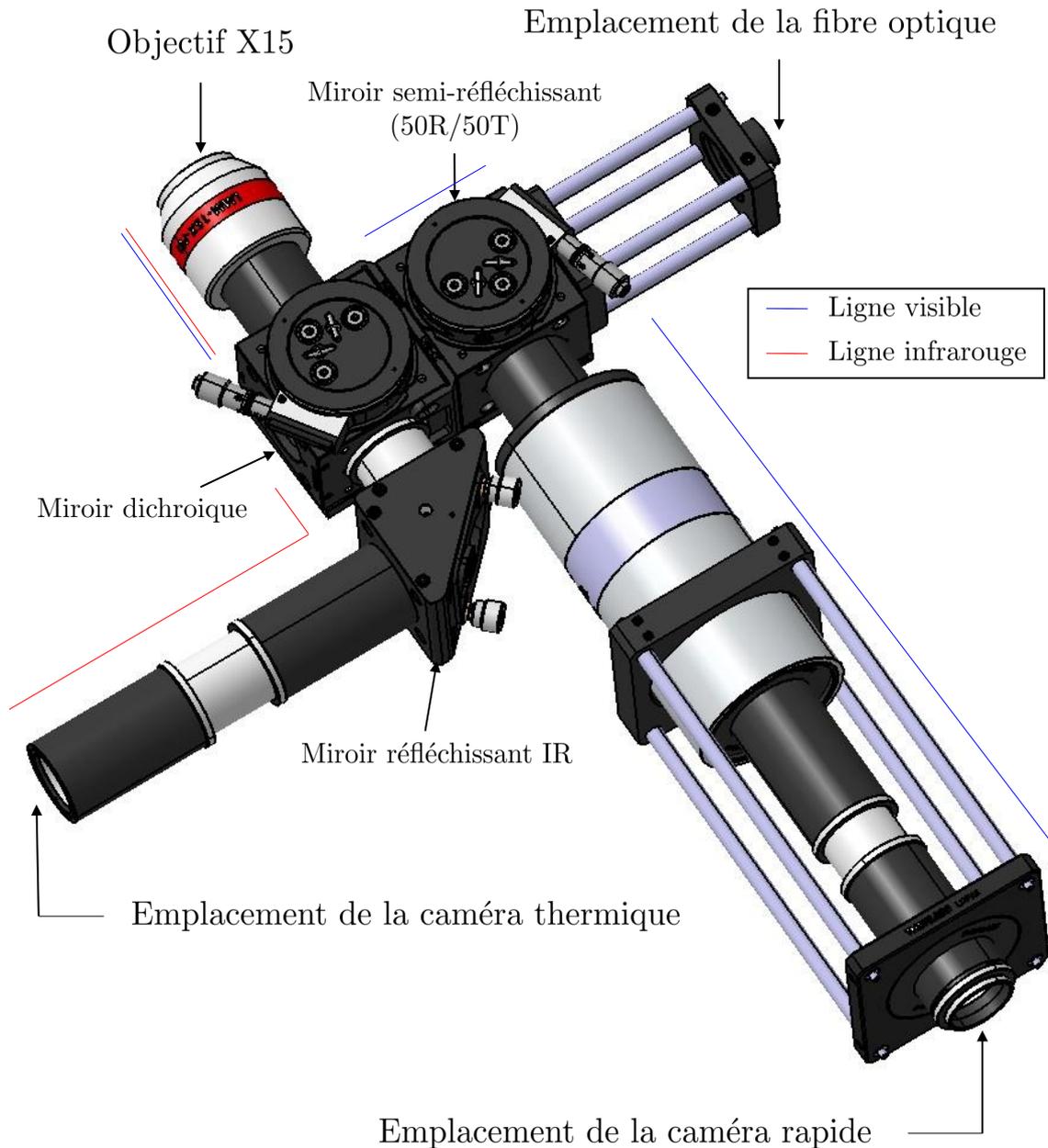


FIGURE 4.7 – Vue de l'ensemble du système optique couplé.

#### 4.4.1 Description de la technique développée

- Cartouche chauffante

La figure 4.8 donne une illustration schématique simplifiée d'une technique de calibration utilisant une cartouche chauffante. L'utilisation d'une cartouche chauffante permet d'exposer un des deux méplats de l'éprouvette de calibration librement face à l'objectif. En effet, la cartouche est logée à l'intérieur de l'éprouvette. Comme pour la première technique, des thermocouples seront utilisés pour la mesure de la température réelle.

Les principaux avantages de cette technique sont :

- elle permet de relier directement les températures réelles aux DLs.

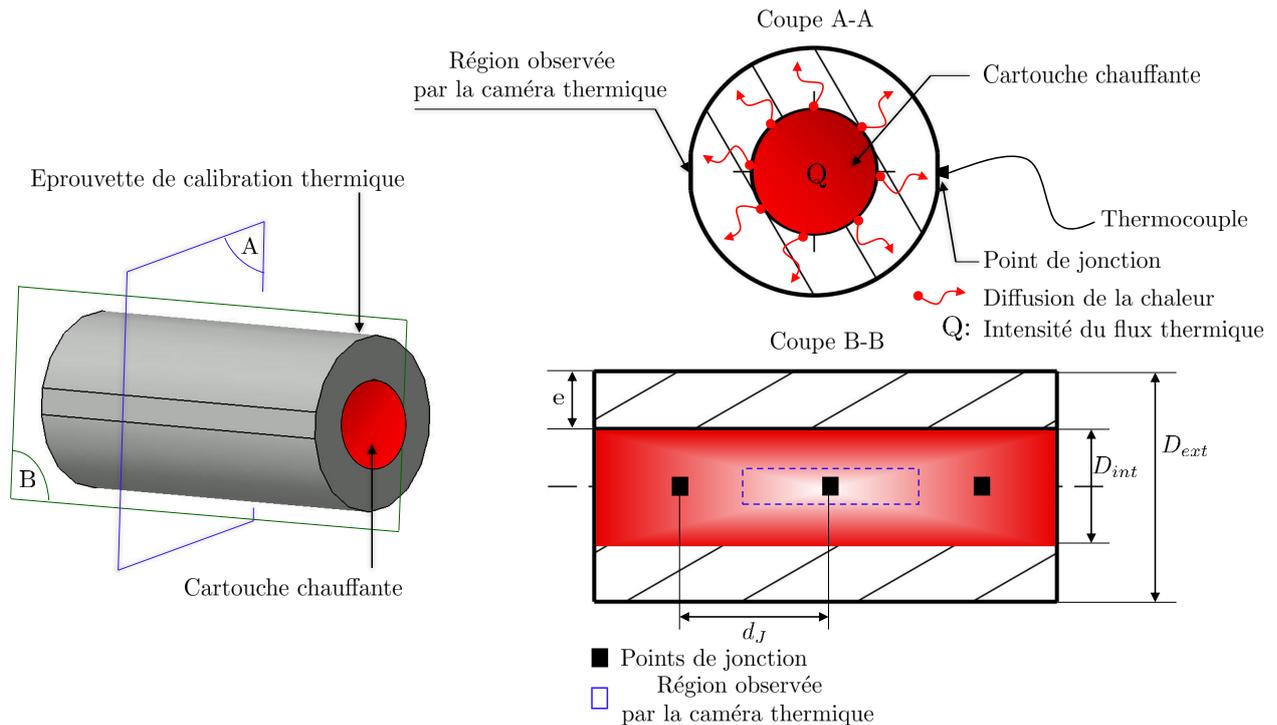


FIGURE 4.8 – Calibration thermique avec une cartouche chauffante.

- elle permet d'étudier la réponse d'une caméra thermique face à une source de chaleur en mouvement.
- elle permet d'étudier l'effet d'un mouvement hors plan (induit par translation suivant l'axe perpendiculaire au plan focal de l'objectif ou par rotation suivant l'axe de l'éprouvette) sur la réponse de la caméra thermique.

#### 4.4.1.1 Conception du montage de calibration

Dans le cadre de cette étude, la calibration thermique est réalisée sur le matériau d'étude chauffé par une cartouche chauffante. La géométrie et les dimensions de l'éprouvette sont donnés dans la figure 4.9.

Un des deux méplats de l'éprouvette subit un polissage suivi par une attaque chimique dans le but de révéler la microstructure du matériau. Cette préparation est identique à celle faite sur les éprouvettes de coupe.

La microstructure observée au niveau du méplat de l'éprouvette de calibration en Ti-6Al-4V est illustrée dans la figure 4.10.

Afin de pouvoir placer le méplat face à l'objectif du système optique, l'éprouvette est fixée sur un support composé de deux pièces et il est monté sur la table du banc (annexe G).

Les cartouches chauffantes diffèrent principalement selon : *i*) la dimension, *ii*) la densité surfacique de puissance (qui détermine la cinétique de chauffe en fonction du matériau à chauffer) et *iii*) la température maximale atteinte.

Le tableau 4.2 résume les caractéristiques techniques de la cartouche chauffante utilisée dans

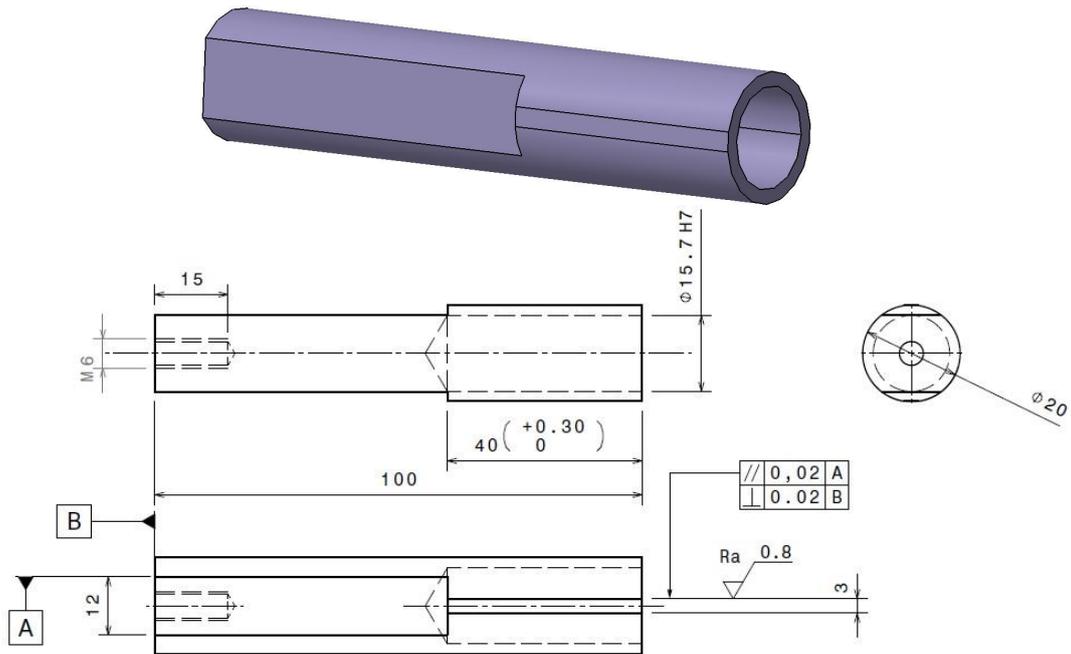
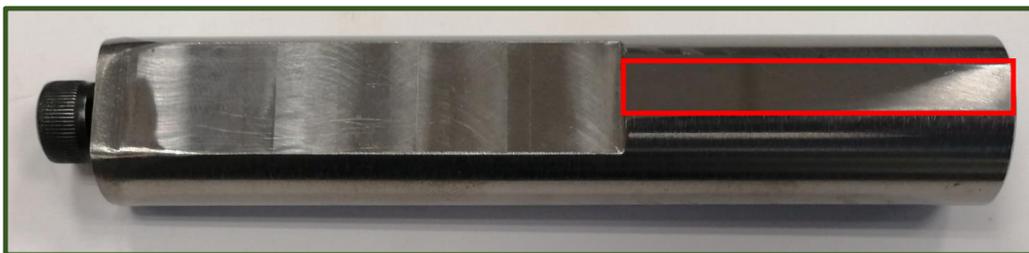


FIGURE 4.9 – Géométrie et dimensions de l'éprouvette de calibration.



Polissage et attaque chimique

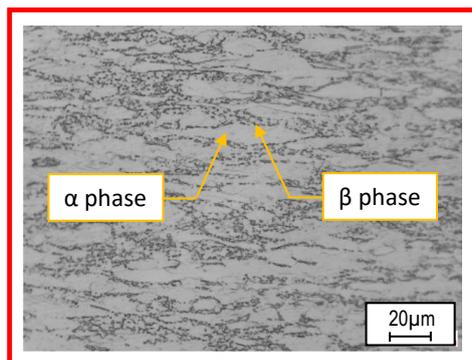


FIGURE 4.10 – Microstructure observée au niveau du méplat de l'éprouvette de calibration en Ti-6Al-4V.

le montage de calibration. Cette cartouche permet d'atteindre une température maximale de chauffe égale à 815°C.

Dans le but de déterminer la cinétique de chauffe au niveau du méplat de l'éprouvette de calibration, un flux de chaleur est imposée avec une densité surfacique de puissance égale à

TABLE 4.2 – Caractéristiques techniques de la cartouche chauffante.

Dimension (mm)	Puissance (W)	Densité surfacique de puissance ( $10^3\text{W/m}^2$ )
$\phi 15,7 \times L40$	250	195,3

$195,3 \cdot 10^3 \text{W/m}^2$  maintenu pendant 25s. Ce flux est appliqué au niveau de la surface de contact entre la cartouche chauffante et l'éprouvette de calibration.

L'évolution temporelle de la température au niveau d'un point appartenant au méplat est donnée dans la figure 4.11. Cette évolution est linéaire avec une cinétique de chauffe égale à  $27,66^\circ\text{C/s}$ .

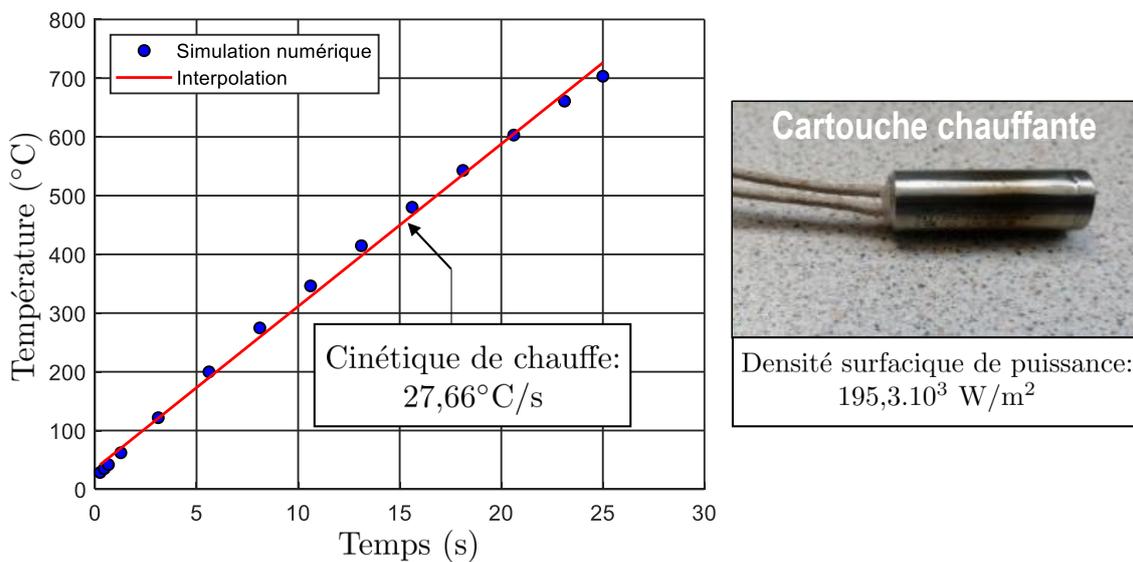


FIGURE 4.11 – Identification de la cinétique de chauffe sur un nœud appartenant au méplat, sous un flux de chaleur avec une densité surfacique de puissance égale à  $195,3 \cdot 10^3 \text{W/m}^2$  maintenu pendant 25s.

La section suivante décrit le montage mis en place pour la calibration thermique ainsi que la méthode d'identification du modèle radiométrique.

#### 4.4.1.2 Identification du modèle radiométrique

Le contrôle de la température est réalisé par le biais d'un système PID. Un thermocouple type K est utilisé pour mesurer la température réelle au niveau du méplat. Les paliers de chauffe se situent sur une plage allant de l'ambiante jusqu'à  $450^\circ\text{C}$ . Pour une consigne donnée, la température mesurée par le thermocouple permet de gérer l'ouverture ou la fermeture du relais (intégré dans le contrôleur PID CN7223) et donc l'alimentation de la cartouche chauffante.

Les paramètres optiques employés pour la calibration thermique sont donnés dans le tableau 4.3. Une fenêtre de taille  $160 \times 128 \text{ pixels}^2$  est utilisée ce qui permet d'atteindre une fréquence d'acquisition de 600 fps. La taille réelle de la zone observée vaut  $0,32 \times 0,256 \text{ mm}^2$

TABLE 4.3 – Paramètres optiques utilisés pour la calibration thermique.

R (pixels <sup>2</sup> )	F <sub>aq</sub> (fps)	t <sub>i</sub> (μs)
160×128	600	150

Pendant la calibration thermique, l'éprouvette était maintenue fixe par rapport à l'objectif. Dans le cadre de cette étude, l'effet de la vitesse de mouvement d'une source de chaleur sur la réponse d'une caméra thermique n'a pas été examiné. Le montage de calibration est donné dans la figure 4.12.

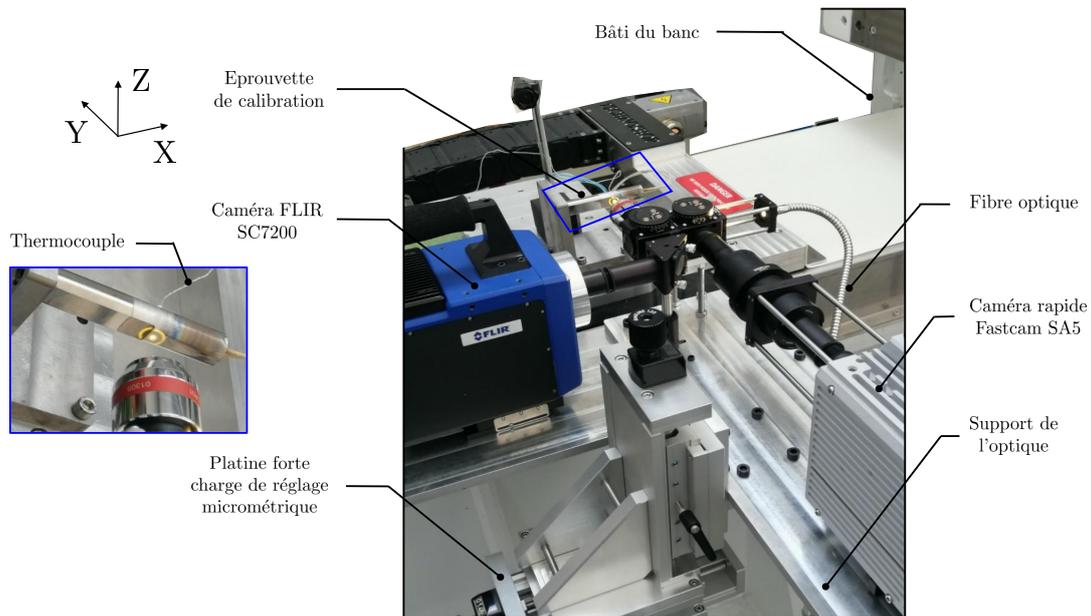


FIGURE 4.12 – Montage de calibration thermique.

Les données brutes des champs des DLs en fonction de la température réelle sont présentées dans la figure 4.13. Ces données montrent une homogénéité des DLs à des températures  $\leq 350^\circ\text{C}$ . A  $T=450^\circ\text{C}$ , on constate une hétérogénéité qui se caractérise par l'apparition des problèmes de bord. Ceci montre implicitement la présence des phénomènes de diffraction qui apparaissent généralement au bord. Afin de remédier à ce problème, un fenêtrage numérique (permettant de s'éloigner des problèmes de bord) et un filtre de Wiener (permettant de moyenner la valeur des DLs sur des cellules de taille  $30 \times 30$  pixels<sup>2</sup>) sont appliqués (figure 4.13).

La moyenne des DLs est tracée en fonction de la température réelle pour une fenêtre de taille  $160 \times 128$  pixels<sup>2</sup> et avec un fenêtrage numérique ( $100 \times 68$  pixels<sup>2</sup>) (figure 4.14.a) qui permet de s'éloigner des effets de bord causés par des phénomènes de diffraction. On constate une coïncidence des DLs pour des températures  $\leq 150^\circ\text{C}$ . A partir de  $240^\circ\text{C}$ , on constate un écart type qui s'amplifie avec l'augmentation de la température. La figure 4.14.b montre l'intérêt du fenêtrage numérique et de l'application du filtre de Wiener qui permettent de réduire l'écart type.

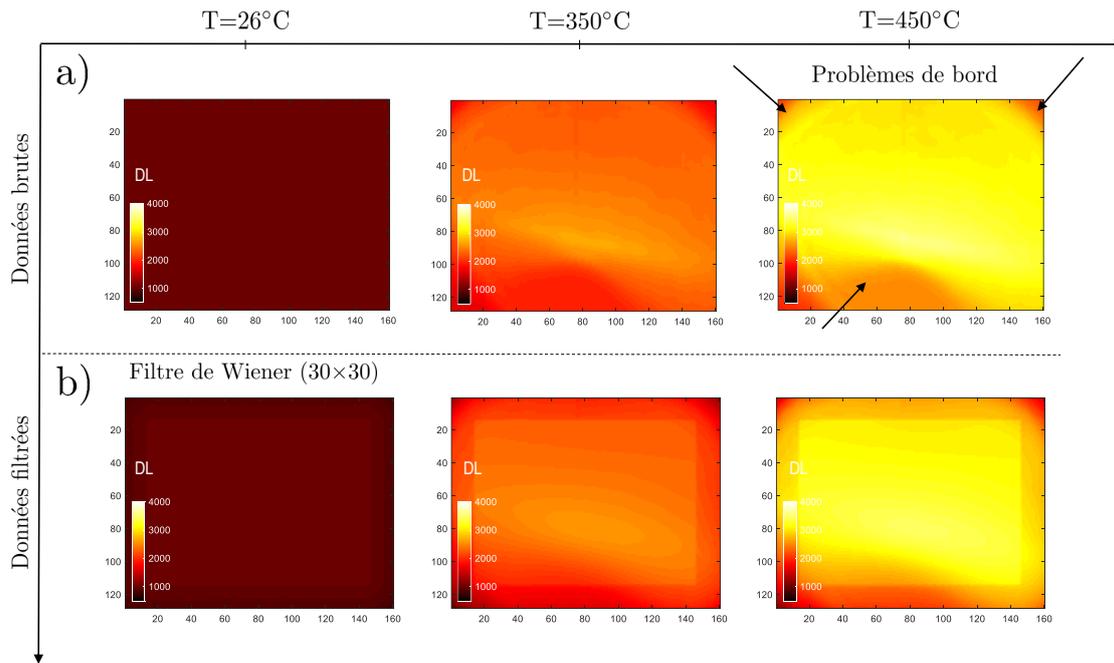


FIGURE 4.13 – Champs des DLs en fonction de la température réelle : a) DLs brutes et b) DLs filtrés avec le filtre de Wiener .

L'identification du modèle radiométrique s'est fait par interpolation sur les moyennes des DLs (figure 4.14.c) obtenues à partir d'un fenêtrage suivi par l'application du filtre de Wiener. Un polynôme d'ordre 4 a permis de relier dans ce cas les moyennes des DLs aux températures réelles :

$$DL = -2,604 \cdot 10^{-7} \cdot T^4 + 2,282 \cdot 10^{-4} \cdot T^3 - 4,858 \cdot 10^{-2} \cdot T^2 + 4,408 \cdot T + 949 \quad (4.12)$$

Comparé avec les précédents travaux de mesure des champs de température [M'Saoubi et al., 2002, Sutter et al., 2003b, M'Saoubi and Chandrasekaran, 2011, Valiorgue et al., 2013, Arrazola et al., 2015, Harzallah, 2018] où la caméra thermique est calibrée face à un corps noir, le modèle radiométrique identifié dans ce travail donne la réponse d'une caméra thermique face au matériau lui-même. L'éprouvette de calibration a subi la même préparation métallographique (polissage et attaque chimique) que les éprouvettes de coupe. Ainsi, on suppose que l'émissivité du méplat de l'éprouvette de calibration est égale à l'émissivité de la surface de la pièce en coupe. Néanmoins, la déformation localisée de la matière en coupe orthogonale peut induire une variation locale de l'émissivité. Cependant, la mesure in-situ des champs d'émissivité à l'échelle de la zone de coupe constitue un verrou technique.

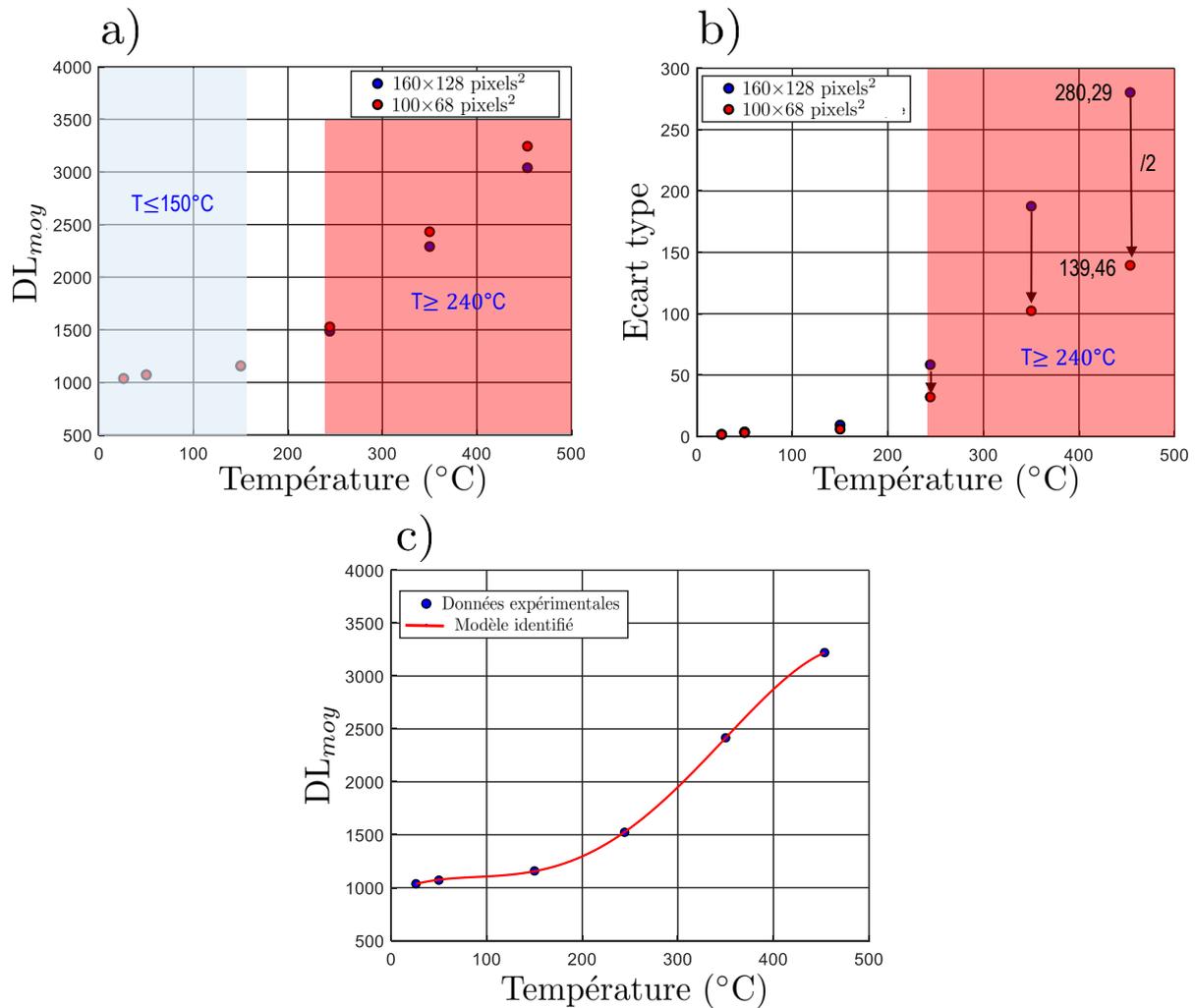


FIGURE 4.14 – a) Evolution de la moyenne des DLs et b) de son écart type en fonction de la température réelle pour une fenêtre de taille  $160 \times 128$  pixels $^2$  et avec un fenêtrage numérique ( $100 \times 68$  pixels $^2$ ) sur des données filtrées et c) modèle radiométrique identifié par interpolation sur les données expérimentales.

## 4.5 Essai de validation

Un essai de coupe orthogonale instrumentée par le système optique couplé est mené sur l'alliage Ti-6Al-4V à une vitesse de coupe  $V_c = 3$  m/min et une avance  $a = 0,25$  mm (permettant de remplir la fenêtre de visualisation). Les paramètres optiques des deux lignes visible et infrarouge sont donnés dans le tableau 4.4.

TABLE 4.4 – Paramètres optiques des lignes VISibles (VIS) et InfRarouge (IR) lors d'un essai de coupe orthogonale.

Ligne	R (pixels $^2$ )	P ( $\mu$ m/pixel)	$F_{aq}$ (fps)	$t_i$ ( $\mu$ s)
VIS	$512 \times 512$	1,32	25000	50
IR	$160 \times 128$	2	600	150

Pour ces essais, on suppose que le déclenchement de l'acquisition des deux caméras rapide et thermique se fait au même temps. Ceci permet d'identifier les points de superposition entre une image visuelle et une image thermique.

La fréquence d'acquisition de la caméra thermique (600 fps) demeure insuffisante pour suivre l'évolution des champs des températures pendant toutes les phases de formation d'un segment de copeau. Par conséquent, des segments de copeau similaires sont utilisés pour le suivi de l'évolution de la température.

La figure 4.15 montre les champs des températures sur une fenêtre de taille  $100 \times 68$  pixels<sup>2</sup> ( $0,2 \times 0,13$  mm<sup>2</sup>) mesurées lors de la formation d'un segment de copeau pendant 3 différentes phases : *i*) début de formation du segment de copeau (figure 4.15.a), *ii*) phase intermédiaire (figure 4.15.b) et *iii*) la phase finale (figure 4.15.c) qui correspond au début de l'éjection du segment de copeau. Ces résultats montrent :

- Pendant la première phase de formation d'un segment de copeau (début de segmentation), on peut remarquer une élévation localisée de la température au niveau de des zones de cisaillement primaire et secondaire. Sur la ligne  $d_v \approx 104 \mu\text{m}$ , la température maximale ( $\approx 185^\circ\text{C}$ ) est située à une distance de  $70 \mu\text{m}$  (figure 4.15.a) par rapport à la face de coupe de l'outil. Ceci s'explique par un cisaillement intense au niveau de la ZCP et proche de la pointe de l'outil.
- Pendant la deuxième phase, la température commence à diffuser au sein du segment de copeau. La chaleur générée provient de la déformation plastique induite par le cisaillement au niveau des zones primaire et secondaire ainsi que le frottement à l'interface outil-copeau. Pour cette phase, le maximum des températures est situé au niveau de l'interface outil-copeau.
- Pendant la phase d'éjection du segment de copeau, la température augmente et s'accompagne d'une diffusion plus importante au sein du copeau.

Ce premier essai a permis de valider le système optique conçu pour la mesure du champ des températures en coupe orthogonale. Les résultats montrent une localisation de la température au sein de la ZCP pendant le début de formation du segment de copeau [Harzallah, 2018]. Cette localisation sera à l'origine d'un adoucissement thermique [Komanduri and Hou, 2002] ce qui favorise la déformation du matériau. Pendant la deuxième phase, le frottement à l'interface outil-copeau et la déformation plastique au sein de la ZCS a un apport dans la quantité de chaleur générée [Huang and Liang, 2003, Hua and Shivpuri, 2004]. Ceci justifie le maximum des températures enregistrées dans la ZCS (figure 4.15.b).

Des améliorations sont à apporter pour ce système optique dans le but de limiter les phénomènes de diffraction. Une filtre passe-bande est à rajouter devant le capteur de la caméra thermique.

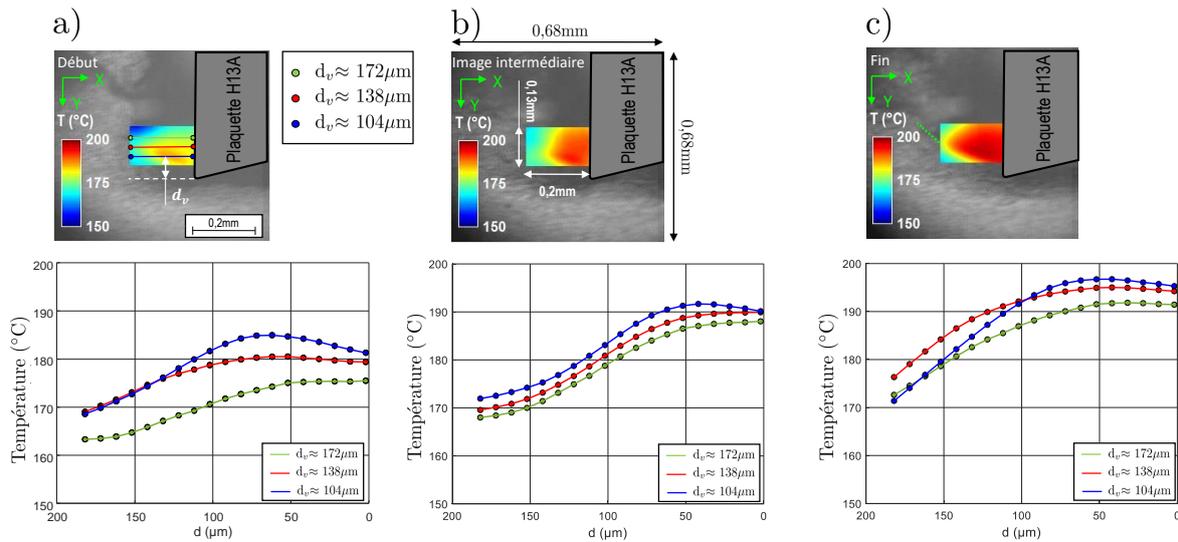


FIGURE 4.15 – Champs des températures mesurées lors de la formation d’un segment de copeau en Ti-6Al-4V avec  $V_c=3\text{m/min}$  et  $a=0,25\text{mm}$  : a) début de segmentation du copeau ; b) phase intermédiaire et c) phase finale (début de l’éjection du segment de copeau).

## 4.6 Conclusion

Le système optique couplé a permis d’accéder à la zone de coupe et de mesurer les champs des températures lors de la formation de copeau. Une acquisition simultanée des images visibles et infrarouges se fait grâce à l’utilisation d’une caméra rapide et thermique.

Un montage de calibration thermique basé sur le matériau lui-même a été mis en place. Il a permis d’identifier un modèle radiométrique et de s’affranchir des problématiques liés à la variation de l’émissivité du matériau principalement en fonction de la température et de la longueur d’onde. Dans cette étude, l’effet de l’état de surface ainsi que son niveau d’oxydation n’a pas été analysé. Ainsi, le modèle radiométrique ne tient pas en compte de ces derniers paramètres. La calibration est faite devant une source de chaleur maintenu immobile. L’effet de sa vitesse de mouvement n’a pas été examiné. La température réelle de l’éprouvette de calibration est mesurée par un thermocouple. Le modèle identifié a permis de relier les DLs aux températures réelles.

Un seul essai de coupe orthogonale instrumenté sur l’alliage Ti-6Al-4V est réalisé à une faible vitesse de coupe ( $V_c=3\text{m/min}$ ) et d’autres essais seront à effectuer dans d’autres conditions par la suite. L’évolution du champ des températures lors de la formation de copeau a été déterminé à différents instants.

Finalement, ce premier essai a permis d’identifier les améliorations à apporter sur le montage de calibration thermique :

- un rajout d’une filtre passe-bande pour limiter les phénomènes de diffraction.
- une calibration NUC ("Non Uniformity Correction") est nécessaire pour accroître le niveau de précision des températures mesurés. Elle permet de calibrer chaque pixel de la

matrice capteur de la caméra thermique en utilisant une sphère intégrante et selon une procédure bien détaillée dans les travaux d'Harzallah et al [[Harzallah et al., 2018](#)]. Ceci permet d'accroître l'aptitude d'une caméra thermique à révéler les gradients de température.



# Conclusion générale

## Synthèse

Durant ces travaux de thèse, nous avons essayé de répondre à la problématique de mesure des champs cinématique et thermique en usinage. L'objectif était d'améliorer la compréhension des mécanismes de formation des copeaux à une échelle locale et de lever certains verrous techniques liés à l'accès à la zone de coupe.

Le chapitre 1 a permis d'exposer les difficultés rencontrées en usinage des alliages métalliques, plus particulièrement, les alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718 concernés par cette étude. Leurs propriétés mécaniques et physiques donnent des explications sur les problématiques d'usinage de ces alliages qui se manifestent par des efforts de coupe élevés, une élévation importante de la température et une usure prématurée des outils de coupe. Pour mieux comprendre la formation des copeaux en usinage, une attention particulière est accordée aux différentes zones de cisaillement ainsi que les phénomènes physiques mis en jeu. La zone de cisaillement primaire est le siège de grande déformation plastique à des vitesses de déformations élevées et d'une élévation importante et localisée de la température.

Les grandeurs macroscopiques (actions de coupe, température de la pointe de l'outil, angle de cisaillement, longueur de contact,...) et/ou l'analyse post-mortem de la microstructure des copeaux sont insuffisantes pour comprendre sur les phénomènes physiques qui se produisent au niveau de la zone de coupe. La compréhension de ces phénomènes permet d'établir un lien entre les sollicitations thermomécaniques et des possibles modifications de la microstructure. Elle peut contribuer dans la validation de nouveaux modèles de comportement capables de retranscrire le chargement thermomécanique subit par la matière dans la zone de coupe.

La deuxième partie du chapitre 1 s'est focalisée sur les instruments de mesure des champs cinématique et thermique. Premièrement, la conception des systèmes optiques d'imagerie rapide est analysée. Ceci dans le but d'identifier leurs apports dans le contexte de mesure des champs cinématiques en coupe orthogonale et dans la compréhension des mécanismes de formation des copeaux à une échelle locale. Il en résulte que l'apport d'un éclairage intense et homogène est complexe. De ce fait, certains essais instrumentés étaient limités à des faibles vitesses de coupe souvent loin de celles employées en industrie.

Deuxièmement, la conception des systèmes optiques d'imagerie infrarouge est abordée. Ces systèmes se distinguent par leurs aptitudes à révéler les gradients de température à une échelle

locale. Les problématiques de mesure des champs thermiques résident principalement autour de la bande spectrale des radiations infrarouges perçus par le capteur de la caméra, la procédure de calibration employée ainsi que l'émissivité du matériau.

Ce travail bibliographique a montré la difficulté de la mise en place des systèmes optiques dans le contexte de mesure des champs en usinage. Il a permis de maîtriser les fondamentaux de l'imagerie rapide. De plus, il a amené des points de réflexion sur la conception des montages expérimentaux dédiés pour la mesure des champs en coupe orthogonale et pour lever certains verrous techniques liés à l'accès à la zone de coupe. Ainsi, des sous-objectifs sont identifiés :

- 1- Conception d'un banc d'usinage permettant à des essais de coupe orthogonale instrumentés par des systèmes optiques d'imagerie rapide et infrarouge.
- 2- Conception des systèmes optiques d'imagerie rapide pour la mesure des champs cinématiques pendant la formation de copeau.
- 3- Identification d'une méthode de traitement d'images numériques dans le but de remonter aux grandeurs cinématiques cumulés.
- 4- Conception d'un système optique couplé et d'un montage de calibration thermique pour la mesure des champs des températures en coupe orthogonale.

Le chapitre 2 répond aux deux premiers sous-objectifs. Il a permis de proposer un banc d'usinage avec lequel ont été réalisés des essais de coupe orthogonale sur les alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718. Ce banc tient compte de l'encombrement induit par la mise en place des systèmes optiques d'imagerie rapide et infrarouge. Le mouvement de coupe est réalisé par translation de la pièce devant un outil maintenu fixe. Ceci permet de figer la zone de coupe dans l'espace et de suivre l'écoulement de la matière et la formation des copeaux sur toute la longueur de la pièce. La translation de la table est assurée par un moteur linéaire permettant d'atteindre une vitesse de coupe de 150m/min sur une faible course.

La deuxième partie du chapitre 2 est consacrée à la conception des systèmes optiques d'imagerie rapide. Une solution optique pour un éclairage coaxial collimaté permettant d'assurer une illumination intense et homogène de la zone de coupe est proposée. Cette solution a permis de réduire considérablement le temps d'intégration et d'atteindre des vitesses de coupe de 40m/min durant les essais. Finalement, deux systèmes optiques d'imagerie rapide sont conçus. Le choix de l'ensemble [solution d'éclairage, système optique] dépend du matériau à usiner, de la nature de préparation de surface ainsi que de sa réflectance.

Le chapitre 3 répond au troisième sous-objectif. Il a permis d'identifier une méthode de traitement d'images numérique permettant de mesurer les grandes déformations (>150%). La technique de Corrélation d'Images Numériques (CIN) est abordé sous ses différentes approches, types et critères de corrélation. Dans le but de suivre la propagation de la déformation localisée, le passage d'une Corrélation Incrémentale vers des Grandeurs Cinématiques Cumulés (noté par l'acronyme C3IG) était nécessaire.

Les essais menés sur les deux alliages Ti-6Al-4V et Inconel 718 ont apporté une contribution

dans la compréhension de la mécanique de la coupe à une échelle locale. Pour l'alliage Ti-6Al-4V, les essais sont réalisés avec des vitesses de coupe allant de 3 à 20m/min et deux angles de coupe : 0 et 15°. Les champs des déformations mesurés montrent que le segment de copeau subit des déformations de compression et de cisaillement plus intenses au voisinage de la pointe de l'outil. L'effet des paramètres de coupe sur les niveaux des déformations de la matière en coupe orthogonale a été examiné. L'augmentation de la vitesse de coupe ou l'angle de coupe se traduit par une réduction de la déformation de la matière située dans la ZCP.

Pour l'Inconel 718, le choix des angles de coupe s'est fait sur 15 et 30° pour assurer une faisabilité des essais de coupe orthogonale instrumentée. Les vitesses de coupe étudiées sont 3 et 10m/min. Des copeaux segmentés sont obtenus avec  $\gamma=15^\circ$  tandis qu'on obtient des copeaux continus avec  $\gamma=30^\circ$ . La mesure des champs de déformation montre que l'Inconel 718 se déforme moins que le Ti-6Al-4V en coupe orthogonale. De plus, les déformations de compression suivant x sont plus importantes que les déformations de cisaillement.

Pour  $\gamma=15^\circ$ , la localisation de la déformation apparaît au voisinage de la pointe de l'outil et se propage vers le bord libre de la pièce. Ceci n'est pas le cas pour  $\gamma=30^\circ$  où la localisation de la déformation de la ZCP apparaît brutalement et elle est suivie par une élévation progressive et homogène.

Comme pour le cas de l'alliage Ti-6Al-4V, l'effet de l'augmentation de l'angle de coupe se traduit par une réduction de la déformation équivalente de la matière située dans la ZCP. Ceci n'est le cas avec l'augmentation de la vitesse de coupe où la déformation du matériau devient plus importante.

Sous la surface usinée (ZCT), l'augmentation de la vitesse de coupe induit plus de déformation. Pour  $\gamma=30^\circ$ , l'épaisseur de cette zone dépasse le 50 $\mu$ m.

Le chapitre 4 répond au quatrième sous-objectif. Il a permis de développer un système optique couplé permettant la mesure des champs des températures en coupe orthogonale. Un montage de calibration thermique basée sur le matériau lui-même est conçu et mis en place. Un modèle radiométrique est identifié et a permis de relier directement les DLs aux températures réelles. Un premier essai de coupe orthogonale sur l'alliage Ti-6Al-4V a été mené pour la validation du système optique couplé.

## Perspectives

Suite à ces travaux de thèse, des perspectives sont identifiées visant à améliorer la compréhension de la mécanique et de la thermique de la coupe à une échelle locale :

- calibration NUC dans le but d'accroître l'aptitude de la caméra thermique à révéler les gradients de température.
- étudier le comportement thermomécanique de chaque phase pendant un essai de coupe orthogonale. Ceci permettrait de comprendre l'effet de chaque phase sur la déformation mesurée ainsi que les actions de coupe mesurées. Cette étude découplée pourrait se faire par le biais d'un traitement thermique initialement subi par la pièce dans le but d'agrandir les phases qui constituent la microstructure (figure 4.16).

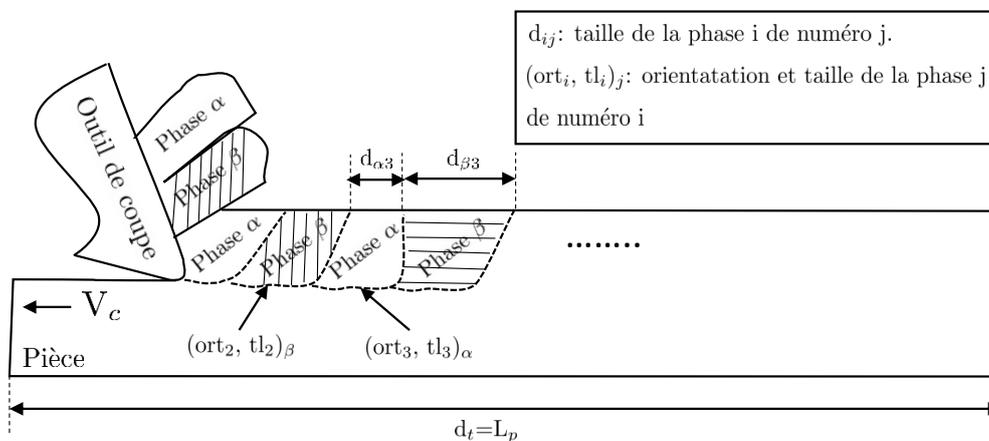


FIGURE 4.16 – Illustration schématique d'une étude découplée en coupe orthogonale de l'alliage Ti-6Al-4V dans le but d'étudier l'effet de chaque phase sur la déformation et l'effort de coupe induit.

Pour ne pas alourdir la tâche avec des observations TEM et/ou EBSD, la détermination approximative de l'orientation, la taille ainsi que la distance occupée par chaque phase pourrait se faire à travers une reconstruction 2D de la surface de la pièce sur un microscope de type KEYENCE.

Avec une synchronisation entre le déplacement de la table du banc, l'acquisition de la caméra rapide et l'acquisition des signaux des efforts de coupe, des résultats sur la déformation équivalente et l'effort de coupe induit par chaque phase et en fonction de son orientation et de sa taille pourraient être obtenus (figure 4.17).

Ces résultats constitueraient des éléments pour apporter une analyse plus profonde des résultats des essais menés dans ce travail. Toutefois, ils peuvent quand même constituer une base des données vers l'identification inverse d'un modèle de comportement thermo-mécanique tenant compte de la réponse de chaque phase.

- examiner la réponse de la caméra thermique en fonction de chaque phase et en fonction de la vitesse de défilement d'une phase  $\alpha$  vers une phase  $\beta$  (figure 4.18).

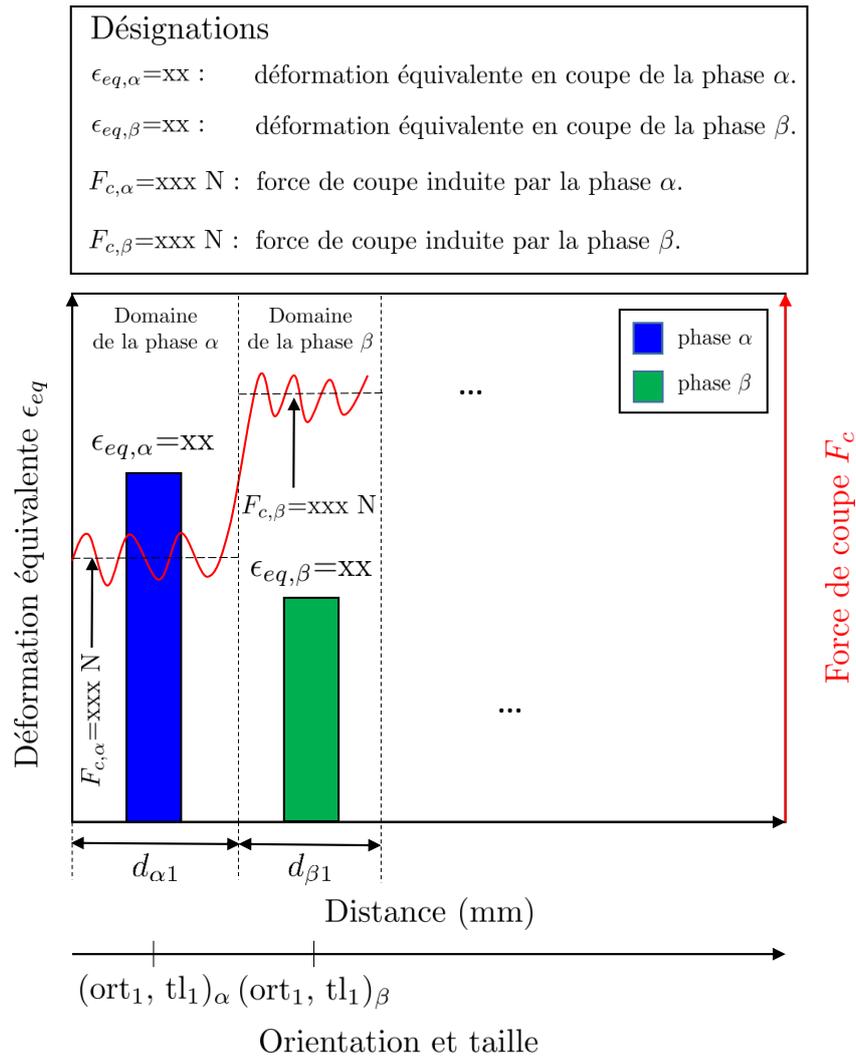


FIGURE 4.17 – Schéma symbolique des résultats potentiels par l'étude des phases découplées.

- étudier l'effet de la cinétique de chauffe (implicitement le niveau d'oxydation) sur la réponse d'une caméra thermique.

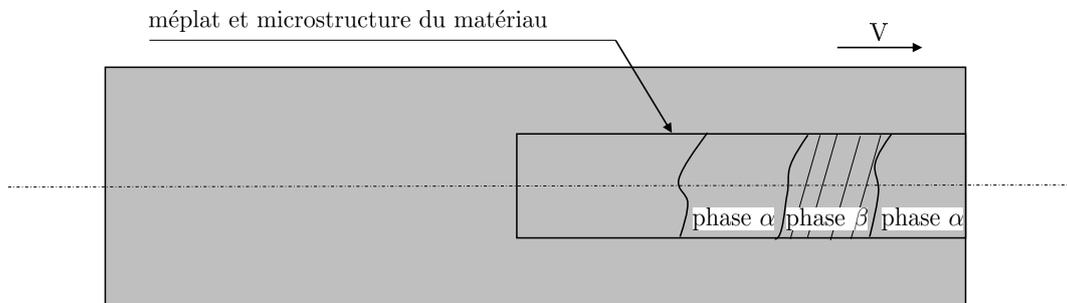


FIGURE 4.18 – Illustration schématique de l'éprouvette de calibration thermique ayant subi un traitement thermique.



# Bibliographie

- [Adibi-Sedeh et al., 2003] Adibi-Sedeh, A. H., Madhavan, V., and Bahr, B. (2003). Extension of oxley's analysis of machining to use different material models. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 125(4) :656–666.
- [Anbarasan et al., 2018] Anbarasan, N., Bikash, K., Prakash, S., Muthukumar, P., Oyyaravelu, R., John Felix Kumar, R., and Jerome, S. (2018). Effect of heat treatment on the microstructure and mechanical properties of inconel 718. *Materials Today : Proceedings*, 5 :7716–7724.
- [Arisoy and Özel, 2015] Arisoy, Y. M. and Özel, T. (2015). Machine learning based predictive modeling of machining induced microhardness and grain size in ti–6al–4v alloy. *Materials and Manufacturing Processes*, 30(4) :425–433.
- [Armendia et al., 2010] Armendia, M., Garay, A., Iriarte, L.-M., and Arrazola, P.-J. (2010). Comparison of the machinabilities of ti6al4v and TIMETAL® 54m using uncoated WC–co tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 210(2) :197–203.
- [Arrazola et al., 2009] Arrazola, P., Arriola, I., and Davies, M. (2009). Analysis of the influence of tool type, coatings, and machinability on the thermal fields in orthogonal machining of AISI 4140 steels. *CIRP Annals*, 58(1) :85–88.
- [Arrazola et al., 2008] Arrazola, P., Arriola, I., Davies, M., Cooke, A., and Dutterer, B. (2008). The effect of machinability on thermal fields in orthogonal cutting of AISI 4140 steel. *CIRP Annals*, 57(1) :65–68.
- [Arrazola et al., 2015] Arrazola, P.-J., Aristimuno, P., Soler, D., and Childs, T. (2015). Metal cutting experiments and modelling for improved determination of chip/tool contact temperature by infrared thermography. *CIRP Annals*, 64(1) :57–60.
- [Arriola et al., 2011] Arriola, I., Whinton, E., Heigel, J., and Arrazola, P. (2011). Relationship between machinability index and in-process parameters during orthogonal cutting of steels. *CIRP Annals*, 60(1) :93–96.
- [Artozoul et al., 2014] Artozoul, J., Lescalier, C., Bomont, O., and Dudzinski, D. (2014). Extended infrared thermography applied to orthogonal cutting : Mechanical and thermal aspects. *Applied Thermal Engineering*, 64(1) :441–452.
- [Atlati, 2012] Atlati, S. (2012). Développement d'une nouvelle approche hybride pour la modélisation des échanges thermiques à l'interface outil-copeau : application à l'usinage de

- l'alliage d'aluminium aéronautique aa2024-t351, *Thèse de doctorat*, Université de Lorraine, France.
- [Ayed, 2013] Ayed, Y. (2013). 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 doctorat*, Laboratoire LAMPA, ENSAM Angers, France.
- [Bahi, 2010] Bahi, S. (2010). Modélisation hybride du frottement local à l'interface outil-copeau en usinage des alliages métalliques, *Thèse de doctorat*, ENSAM Bordeaux, France.
- [Baizeau, 2016] Baizeau, T. (2016). Développements expérimentaux et numériques pour la caractérisation des champs cinématiques de la coupe de l'acier 100 CrMo 7 durci pour la prédiction de l'intégrité de surface. *Thèse de doctorat*, Ensam de Cluny, France.
- [Baizeau et al., 2017] Baizeau, T., Campocasso, S., Fromentin, G., and Besnard, R. (2017). Kinematic field measurements during orthogonal cutting tests via DIC with double-frame camera and pulsed laser lighting. *Journal of Experimental Mechanics*, 57(4) :581–591.
- [Barelli, 2016] Barelli, F. (2016). Développement d'une méthodologie d'optimisation des conditions d'usinage : application au fraisage de l'alliage de titane ta6v. *Thèse de doctorat*, Université de Toulouse, France.
- [Barelli et al., 2017] Barelli, F., Wagner, V., Laheurte, R., Dessenin, G., Darnis, P., Cahuc, O., and Mousseigne, M. (2017). Orthogonal cutting of ta6v alloys with chamfered tools : Analysis of tool–chip contact lengths. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture*, 231(13) :2384–2395.
- [Barry et al., 2001] Barry, J., Byrne, G., and Lennon, D. (2001). Observations on chip formation and acoustic emission in machining ti–6al–4v alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(7) :1055–1070.
- [Battaglia et al., 2005] Battaglia, J. L., Puigsegur, L., and Cahuc, O. (2005). Estimated temperature on a machined surface using an inverse approach. 18(1) :13–32.
- [Bayoumi and Xie, 1995] Bayoumi, A. and Xie, J. (1995). Some metallurgical aspects of chip formation in cutting ti-6wt.%al-4wt.%v alloy. *Materials Science and Engineering : A*, 190(1) :173–180.
- [Besnard et al., 2006] Besnard, G., Hild, F., and Roux, S. (2006). “finite-element” displacement fields analysis from digital images : Application to portevin–le châtelier bands. *Journal of Experimental Mechanics*, 46 :789–803.
- [Bi et al., 2009] Bi, X. F., List, G., and Liu, Y. X. (2009). Calculation of material flow in orthogonal cutting by using streamline model. *Journal of Key Engineering Materials*, 407-408 :490–493.
- [Bisson, 2001] Bisson, G. (2001). Mesure des températures par méthodes repères, *Techniques de l'ingénieur*, mesure et contrôle issn 0399-4147 v.rc3.

- [Bitans and Brown, 1965] Bitans, K. and Brown, R. H. (1965). An investigation of the deformation in orthogonal cutting. *Journal of Machine Tool Design and Research*, 5 :155–165.
- [Blaber et al., 2015] Blaber, J., Adair, B., and Antoniou, A. (2015). Ncorr : Open-source 2d digital image correlation matlab software. *Journal of Experimental Mechanics*, 55(6) :1105–1122.
- [Blanchet, 2015] Blanchet, F. (2015). Etude de la coupe en perçage par le biais d’essais élémentaires en coupe orthogonale. application aux composites carbone/epoxy, *Thèse de doctorat*, Université de Toulouse, France.
- [Boothroyd, 1961] Boothroyd, G. (1961). Photographic technique for the determination of metal cutting temperatures. *British Journal of Applied Physics*, 12(5) :238–242.
- [Bornert et al., 2009] Bornert, M., Brémand, F., Doumalin, P., Dupré, J., Fazzini, M., Grédia, M., Hild, F., Mistou, S., Molimard, J., and Orteu, J. (2009). Assessment of digital image correlation measurement errors : methodology and results. *Journal of Experimental Mechanics*, 49 :353–370.
- [Bouchnak, 2010] Bouchnak, T. B. (2010). Etude du comportement en sollicitations extrêmes et de l’usinabilité d’un nouvel alliage de titane aéronautique : le ti555-3, *Thèse de doctorat*, ENSAM Angers, France.
- [Buruaga et al., 2018] Buruaga, M., Soler, D., Aristimuño, P., Esnaola, J., and Arrazola, P. (2018). Determining tool/chip temperatures from thermography measurements in metal cutting. *Applied Thermal Engineering*, 145 :305–314.
- [Cahuc et al., 2007] Cahuc, O., Darnis, P., and Laheurte, R. (2007). Mechanical and thermal experiments in cutting process for new behaviour law. *International Journal of Forming Processes*, 10(2) :235–269.
- [Cahuc et al., 2011] Cahuc, O., Gerard, A., Bisu, C., and Ispas, C. (2011). A force tursor analysis for a turning process in the presence of self-excited vibrations. *Journal of Applied Mechanics and Materials*, 62 :135–146.
- [Cai et al., 2015] Cai, S., Chen, Y., Ye, G., Jiang, M., Wang, H., and Dai, L. (2015). Characterization of the deformation field in large-strain extrusion machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 216 :48–58.
- [Calamaz et al., ] Calamaz, M., Coupard, D., and Girot, F. Strain field measurement in orthogonal machining of a titanium alloy. *Journal of Advanced Material Research*, 498 :237–242.
- [Calamaz et al., 2008] Calamaz, M., Coupard, D., and Girot, F. (2008). A new material model for 2d numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy ti–6al–4v. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(3) :275–288.
- [Changeux, 2001] Changeux, B. (2001). Loi de comportement pour l’usinage : localisation de la déformation et aspects microstructuraux, *Thèse de doctorat*, ENSAM de paris, France.

- [Childs, 1971] Childs, T. (1971). A new visio-plasticity technique and a study of curly chip formation. *International Journal of Mechanical Sciences*, 13(4) :373–387.
- [Cooke, 2008] Cooke, A. L. (2008). High bandwidth thermal microscopy of the tool-chip interface during machining, *Thèse de doctorat*, Université de North Carolina, Etat Unis d'Amérique.
- [Courbon, 2012] Courbon, C. (2012). Vers une modélisation physique de la coupe des aciers spéciaux : intégration du comportement métallurgique et des phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces, *Thèse de doctorat*, Université de Lyon, France.
- [Dargnat et al., 2006] Dargnat, F., Cahuc, O., and Darnis, P. (2006). Semi-analytical model for drilling, *Conference : IDMMME 2006*, Grenoble France.
- [Dargnat et al., 2009] Dargnat, F., Darnis, P., and Cahuc, O. (2009). Analytical modeling improvements of cutting phenomena with a view to drilling modeling. *International Journal of Forming Processes*, 8(1) :176–206.
- [Davies et al., 2003] Davies, M., Cao, Q., Cooks, A., and Ivester, R. (2003). On the measurement and prediction of temperature fields in machining AISI 1045 steel. *CIRP Annals*, 52 :77–80.
- [Davies et al., 2005] Davies, M. A., Cooke, A. L., and Larsen, E. R. (2005). High bandwidth thermal microscopy of machining AISI 1045 steel. *CIRP Annals*, page 4.
- [Davis et al., 2018] Davis, B., Dabrow, D., Ifju, P., Xiao, G., Liang, S. Y., and Huang, Y. (2018). Study of the shear strain and shear strain rate progression during titanium machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 140(5) :051007.
- [Devillez et al., 2004] Devillez, A., Lesko, S., and Mozer, W. (2004). Cutting tool crater wear measurement with white light interferometry. *Journal of Wear*, 256(1) :56–65.
- [Dinc et al., 2008] Dinc, C., Lazoglu, I., and Serpenguzel, A. (2008). Analysis of thermal fields in orthogonal machining with infrared imaging. *Journal of Materials Processing Technology*, 198(1) :147–154.
- [Drucker, 1949] Drucker, D. C. (1949). An analysis of the mechanics of metal cutting. *Journal of Applied Physics*, 20(11) :1013–1021.
- [Drucker and Ekstein, 1950] Drucker, D. C. and Ekstein, H. (1950). A dimensional analysis of metal cutting. *Journal of Applied Physics*, 21(2) :104–107.
- [Díaz-Álvarez et al., 2017] Díaz-Álvarez, J., Tapetado, A., Vázquez, C., and Miguélez, H. (2017). Temperature measurement and numerical prediction in machining inconel 718. *Journal of Sensors*, 17(7) :1531.
- [Ebenezer et al., 2009] Ebenezer, G., Lee, S., Sullivan, J. P., and Chandrasekar, S. (2009). Direct measurement of large-strain deformation fields by particle tracking. *Journal of Measurement Science and Technology*, 20(9) :095710.

- [Ezugwu and Wang, 1997] Ezugwu, E. and Wang, Z. (1997). Titanium alloys and their machinability—a review. *Journal of Materials Processing Technology*, 68(3) :262–274.
- [Fahad et al., 2013] Fahad, M., Mativenga, P. T., and Sheikh, M. A. (2013). On the contribution of primary deformation zone-generated chip temperature to heat partition in machining. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 68(1) :99–110.
- [Fang and Wu, 2009] Fang, N. and Wu, Q. (2009). A comparative study of the cutting forces in high speed machining of ti-6al-4v and inconel 718 with a round cutting edge tool. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(9) :4385–4389.
- [Fuller, 2009] Fuller, P. W. W. (2009). An introduction to high speed photography and photonics. *The Imaging Science Journal*, 57(6) :293–302.
- [Germain et al., 2013] Germain, G., Morel, A., and Braham-Bouchnak, T. (2013). Identification of material constitutive laws representative of machining conditions for two titanium alloys : Ti6al4v and ti555-3. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 135(3) :031002.
- [Ghadbeigi et al., 2008] Ghadbeigi, H., Bradbury, S., Pinna, C., and Yates, J. (2008). Determination of micro-scale plastic strain caused by orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(2) :228–235.
- [Grzesik et al., 2014] Grzesik, W., Rech, J., and Żak, K. (2014). Determination of friction in metal cutting with tool wear and flank face effects. *Journal of Wear*, 317(1) :8–16.
- [Grzesik et al., 2002] Grzesik, W., Zalisz, Z., and Nieslony, P. (2002). Friction and wear testing of multilayer coatings on carbide substrates for dry machining applications. *Journal of Surface and Coatings Technology*, 155(1) :37–45.
- [Guo et al., 2015] Guo, Y., Compton, W. D., and Chandrasekar, S. (2015). In situ analysis of flow dynamics and deformation fields in cutting and sliding of metals. *Proceeding of the Royal Society A.*, 471(2178) :20150194.
- [Guo et al., 2012] Guo, Y., Efe, M., Moscoso, W., Sagapuram, D., Trumble, K., and Chandrasekar, S. (2012). Deformation field in large-strain extrusion machining and implications for deformation processing. *Journal of Scripta Materialia*, 66(5) :235–238.
- [Hansen et al., 2001] Hansen, N., Mehl, R. F., and Medalist, A. (2001). New discoveries in deformed metals. *Journal of Metallurgical and Materials Transactions A*, 32(12) :2917–2935.
- [Harzallah, 2018] Harzallah, M. (2018). Caractérisation in-situ et modélisation des mécanismes et couplages thermomécaniques en usinage – application à l’alliage de titane ti-6al-4v. *Thèse de doctorat*, Université de Toulouse, France.
- [Harzallah et al., 2018] Harzallah, M., Pottier, T., Gilblas, R., Landon, Y., Mousseigne, M., and Senatore, J. (2018). A coupled in-situ measurement of temperature and kinematic fields in ti-

- 6al-4v serrated chip formation at micro-scale. *International Journal of Machine Tool Design and Manufacture*, 130-131 :20–35.
- [Harzallah et al., 2017] Harzallah, M., Pottier, T., Senatore, J., Mousseigne, M., Germain, G., and Landon, Y. (2017). Numerical and experimental investigations of ti-6al-4v chip generation and thermo-mechanical couplings in orthogonal cutting. *International Journal of Mechanical Sciences*, 134 :189–202.
- [Hasani et al., 2008] Hasani, A., Lapovok, R., Tóth, L. S., and Molinari, A. (2008). Deformation field variations in equal channel angular extrusion due to back pressure. *Scripta Materialia*, 58(9) :771–774.
- [Heigel et al., 2017] Heigel, J., Whintont, E., Lane, B., Donmez, M., Madhavan, V., and Moscoso-Kingsley, W. (2017). Infrared measurement of the temperature at the tool–chip interface while machining ti-6al-4v. *Journal of Materials Processing Technology*, 243 :123–130.
- [Hijazi and Madhavan, 2008] Hijazi, A. and Madhavan, V. (2008). A novel ultra-high speed camera for digital image processing applications. *Journal of Measurement Science and Technology*, 19(8) :085503.
- [Hild and Roux, 2008] Hild, F. and Roux, S. (2008). A software for “finite-element” displacement field measurements by digital image correlation, *Rapport Interne*, ENS de Cachan, Université de Paris, France.
- [Hild and Roux, 2011] Hild, F. and Roux, S. (2011). Techniques expérimentales : Corrélation d’images numériques, Note de cours M2R MAGIS, ENS de Cachan, Université de Paris, France.
- [Hua and Shivpuri, 2004] Hua, J. and Shivpuri, R. (2004). Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 150(1) :124–133.
- [Huang and Liang, 2003] Huang, Y. and Liang, S. Y. (2003). Modelling of the cutting temperature distribution under the tool flank wear effect. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C : Journal of Mechanical Engineering Science*, 217(11) :1195–1208.
- [Jafarian et al., 2014] Jafarian, F., Imaz Ciaran, M., Umbrello, D., Arrazola, P., Filice, L., and Amirabadi, H. (2014). Finite element simulation of machining inconel 718 alloy including microstructure changes. *International Journal of Mechanical Sciences*, 88 :110–121.
- [Jaspers et al., 1998] Jaspers, S. P. F. C., Dautzenberg, J. H., and Taminiou, D. A. (1998). Temperature measurement in orthogonal metal cutting. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 14(1) :7–12.
- [Jaspers, 1999] Jaspers, S. S. (1999). Metal cutting mechanics and material behaviour. *Publisher : Technische Universiteit Eindhoven*.

- [Jeelani and Ramakrishnan, 1982a] Jeelani, S. and Ramakrishnan, K. (1982a). Subsurface plastic deformation in machining annealed 18% ni maraging steel. *Journal of Wear*, 81 :263–273.
- [Jeelani and Ramakrishnan, 1982b] Jeelani, S. and Ramakrishnan, K. (1982b). Subsurface plastic deformation in machining annealed red brass. *Journal of Wear*, 82 :67–79.
- [Julien, 2017] Julien, R. (2017). Comportement thermomécanique et évolution microstructurale d'un alliage ti-6al-4v forgé alpha+beta, durant la trempe : expérimentations, analyses et modélisation, *Thèse de doctorat*, Université de Toulouse, France.
- [Karpát, 2011] Karpát, Y. (2011). Temperature dependent flow softening of titanium alloy ti6al4v : An investigation using finite element simulation of machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 211(4) :737–749.
- [Karpát and Özel, 2006] Karpát, Y. and Özel, T. (2006). Predictive analytical and thermal modeling of orthogonal cutting process—part i : Predictions of tool forces, stresses, and temperature distributions. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 128(2) :435–444.
- [Khanna et al., 2012] Khanna, N., Garay, A., Iriarte, L. M., Soler, D., Sangwan, K. S., and Arrazola, P. J. (2012). Effect of heat treatment conditions on the machinability of ti64 and ti54m alloys. *Procedia CIRP*, 1 :477–482.
- [Komanduri and Hou, 2002] Komanduri, R. and Hou, Z.-B. (2002). On thermoplastic shear instability in the machining of a titanium alloy (ti-6al-4v). *Journal of Metallurgical and Materials Transactions A*, 33(9) :2995–3010.
- [Komanduri and Von Turkovich, 1981] Komanduri, R. and Von Turkovich, B. (1981). New observations on the mechanism of chip formation when machining titanium alloys. *Journal of wear*, 69(2178) :179–188.
- [Kouadri et al., 2013] Kouadri, S., Necib, K., Atlati, S., Haddag, B., and Nouari, M. (2013). Quantification of the chip segmentation in metal machining : Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-t351 with cemented carbide tools WC-co. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 64 :102–113.
- [Laheurte, 2004] Laheurte, R. (2004). Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux, *Thèse de doctorat*, Université de Bordeaux, France.
- [Lampman, 1990] Lampman, S. (1990). *Properties and selection : nonferrous alloys and special-purpose materials*, *ASM Met. Handb., ASM Metals Handbook*, volume 2.
- [Le Coz, 2012] Le Coz, G. (2012). Usinage de l'inconel 718 : Integrite de surface, mesure de temperature ET modele analytique du fraisage peripherique, *Thèse de doctorat*, Université de Lorraine, France.
- [Lee et al., 2006] Lee, S., Hwang, J., Shankar, M. R., Chandrasekar, S., and Dale Compton, W. (2006). Large strain deformation field in machining. *Journal of Metallurgical and Materials Transactions A*, 37(5) :1633–1643.

- [Li, 1997] Li, X. (1997). Development of a predictive model for stress distributions at the tool-chip interface in machining. *Journal of Materials Processing Technology*, 63(5) :169–174.
- [Liao et al., 2008] Liao, Y., Lin, H., and Wang, J. (2008). Behaviors of end milling inconel 718 superalloy by cemented carbide tools. *Journal of Materials Processing Technology*, 201(1) :460–465.
- [Liljerehn et al., 2009] Liljerehn, A., Kalhori, V., and Lundblad, M. (2009). Experimental studies and modeling of heat generation in metal machining. *Journal of Machining Science and Technology*, 13(4) :488–515.
- [List, 2004] List, G. (2004). Etude des mécanismes d'endommagement des outils carbure WC-CO par la caractérisation de l'interface outil-copeau : application à l'usinage sec de l'alliage d'aluminium aéronautique aa2024-t351, *Thèse de doctorat*, ENSAM de Bordeaux, France.
- [List et al., 2013] List, G., Sutter, G., Bi, X., Molinari, A., and Bouthiche, A. (2013). Strain, strain rate and velocity fields determination at very high cutting speed. *Journal of Materials Processing Technology*, 213(5) :693–699.
- [Liu et al., 2013] Liu, R., Melkote, S., Pucha, R., Morehouse, J., Man, X., and Marusich, T. (2013). An enhanced constitutive material model for machining of ti-6al-4v alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 213(12) :2238–2246.
- [Liu et al., 2009] Liu, X., Tan, C., Zhang, J., Hu, Y., Ma, H., Wang, F., and Cai, H. (2009). Influence of microstructure and strain rate on adiabatic shearing behavior in ti-6al-4v alloys. 501(1) :30–36.
- [Lorentzon et al., 2009] Lorentzon, J., Järvstråt, N., and Josefson, B. (2009). Modelling chip formation of alloy 718. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(10) :4645–4653.
- [Lu and Cary, 2000] Lu, H. and Cary, P. D. (2000). Deformation measurements by digital image correlation : Implementation of a second-order displacement gradient. *Journal of Experimental Mechanics*, 40(4) :393–400.
- [Lütjering and Williams, 2003] Lütjering, G. and Williams, J. C. (2003). *Titanium, Engineering Materials and Processes*, Centre des sciences de Manchester. Engineering Materials and Processes. Springer Berlin Heidelberg.
- [Marinescu, 2009] Marinescu, M.-E. (2009). Mesure et estimation de la température lors du perçage de l'alliage ti-6al-4v, *Thèse de doctorat*, Université de Metz, France.
- [Melkote et al., 2015] Melkote, S. N., Liu, R., Fernandez-Zelaia, P., and Marusich, T. (2015). A physically based constitutive model for simulation of segmented chip formation in orthogonal cutting of commercially pure titanium. *CIRP Annals*, 64(1) :65–68.
- [Menon and Madhavan, 2015] Menon, T. and Madhavan, V. (2015). Infrared thermography of the chip-tool interface through transparent cutting tools. *Proceedings of NAMRI/SME*, 42 :8.
- [Merchant, 1945a] Merchant, M. E. (1945a). Mechanics of the metal cutting process. i. orthogonal cutting and a type 2 chip. *Journal of Applied Physics*, 16(5) :267–275.

- [Merchant, 1945b] Merchant, M. E. (1945b). Mechanics of the metal cutting process. ii. plasticity conditions in orthogonal cutting. *Journal of Applied Physics*, 16(6) :318–324.
- [Meyers, 2002] Meyers, M. A. (2002). Microstructural evolution in adiabatic shear localization in stainless steel. volume 620, pages 571–574. AIP. ISSN : 0094243X.
- [Meyers et al., 2001] Meyers, M. A., Nesterenko, V. F., LaSalvia, J. C., and Xue, Q. (2001). Shear localization in dynamic deformation of materials : microstructural evolution and self-organization. *Materials Science and Engineering : A*, 317(1) :204–225.
- [Miguélez et al., 2013] Miguélez, M., Soldani, X., and Molinari, A. (2013). Analysis of adiabatic shear banding in orthogonal cutting of ti alloy. *International Journal of Mechanical Sciences*, 75 :212–222.
- [Molinari et al., 2002] Molinari, A., Musquar, C., and Sutter, G. (2002). Adiabatic shear banding in high speed machining of ti–6al–4v : experiments and modeling. *International Journal of Plasticity*, 18(4) :443–459.
- [Moulart et al., 2015] Moulart, R., Fouilland, L., and Mansori, M. E. (2015). Développement d’une méthode de mesure de champs cinématiques pour étudier la coupe à chaud. *22ème Congrès Français de Mécanique*, Lyon, France.
- [M’Saoubi et al., 2002] M’Saoubi, R., Le Calvez, C., Changeux, B., and Lebrun, J. (2002). Thermal and microstructural analysis of orthogonal cutting of a low alloyed carbon steel using an infrared±charge-coupled device camera technique. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture*, 216(6) :153–165.
- [M’Saoubi and Chandrasekaran, 2011] M’Saoubi, R. and Chandrasekaran, H. (2011). Experimental study and modelling of tool temperature distribution in orthogonal cutting of AISI 316l and AISI 3115 steels. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 56(9) :865–877.
- [Nalbant et al., 2007] Nalbant, M., Altın, A., and Gökkaya, H. (2007). The effect of cutting speed and cutting tool geometry on machinability properties of nickel-base inconel 718 super alloys. 28(4) :1334–1338.
- [Narutaki et al., 1983] Narutaki, N., Murakoshi, A., Motonishi, S., and Takeyama, H. (1983). Study on machining of titanium alloys. *CIRP Annals*, 32(1) :65–69.
- [Nouari et al., 2008] Nouari, M., Calamaz, M., and Girot, F. (2008). Mécanismes d’usure des outils coupants en usinage à sec de l’alliage de titane aéronautique ti–6al–4v. *Comptes Rendus Mécanique*, 336(10) :772–781.
- [Nouari and Makich, 2013] Nouari, M. and Makich, H. (2013). Experimental investigation on the effect of the material microstructure on tool wear when machining hard titanium alloys : Ti–6al–4v and ti-555. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*, 41 :259–269.

- [Oxley, 1977] Oxley, P. (1977). Predicting the strain rate in the zone of intense shear in which the chip is formed in machining from the dynamic flow stress properties of the work material and the cutting conditions. *Proc. R. Soc. Lond. A*, 356(1686) :395–410.
- [Pan et al., 2010] Pan, B., Lu, Z., and Xie, H. (2010). Mean intensity gradient : An effective global parameter for quality assessment of the speckle patterns used in digital image correlation. *Optics and Lasers in Engineering*, 48(6) :469–477.
- [Pan et al., 2009] Pan, B., Qian, K., Xie, H., and Asundi, A. (2009). Two-dimensional digital image correlation for in-plane displacement and strain measurement : a review. *Journal of Measurement Science and Technology*, 20(6) :062001.
- [Pan et al., 2007] Pan, B., Xie, H., Guo, Z., and Hua, T. (2007). Full-field strain measurement using a two-dimensional savitzky-golay digital differentiator in digital image correlation. *Journal of Optical Engineering*, 46(3) :033601.
- [Pan et al., 2014] Pan, B., Yu, L., and Wu, D. (2014). Accurate ex situ deformation measurement using an ultra-stable two-dimensional digital image correlation system. *Journal of Applied Optics*, 53 :4216–4227.
- [Pan et al., 2017] Pan, Z., Feng, Y., and Liang, S. Y. (2017). Material microstructure affected machining : a review. *Journal of Manufacturing Review*, 4 :5.
- [Pawade et al., 2009] Pawade, R., Sonawane, H. A., and Joshi, S. S. (2009). An analytical model to predict specific shear energy in high-speed turning of inconel 718. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(12) :979–990.
- [Phalke, 2022] Phalke, V. (2022). Prediction of size effects and regularization of adiabatic shear band formation in single and poly-crystals : Gradient crystal plasticity approach, *Thèse de doctorat*, Université Paris Sciences et Lettres, France.
- [Pierré, 2016] Pierré, J.-E. (2016). Stéréo corrélation d'images numériques éléments finis : application à la validation de modèles de structures composites sous sollicitations complexes, *Thèse de doctorat*, Université de Toulouse, France.
- [Piispanen, 1948] Piispanen, V. (1948). Theory of formation of metal chips. *Journal of Applied Physics*, 19(10) :876–881.
- [Pottier, 2013] Pottier, T. (2013). Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux, *Rapport Technique, Projet MEDEX*, ENSAM Angers, France.
- [Pottier et al., 2014] Pottier, T., Germain, G., Calamaz, M., Morel, A., and Coupard, D. (2014). Sub-millimeter measurement of finite strains at cutting tool tip vicinity. *Experimental Mechanics*, 54 :1031–1042.
- [Poulachon and Moisan, 1998] Poulachon, G. and Moisan, A. (1998). A contribution to the study of the cutting mechanisms during high speed machining of hardened steel. *CIRP Annals*, 47(1) :73–76.

- [Pujana et al., 2008] Pujana, J., Arrazola, P., and Villar, J. (2008). In-process high-speed photography applied to orthogonal turning. *Journal of Materials Processing Technology*, 202(1) :475–485.
- [Ramirez, 2017] Ramirez, C. (2017). Critères d’optimisation des alliages de titane pour améliorer leur usinabilité. *Thèse de doctorat*, Ensam de Cluny, France.
- [Rech et al., 2013] Rech, J., Arrazola, P., Claudin, C., Courbon, C., Pusavec, F., and Kopac, J. (2013). Characterisation of friction and heat partition coefficients at the tool-work material interface in cutting. *CIRP Annals*, 62(1) :79–82.
- [Recht, 1964] Recht, R. F. (1964). Catastrophic thermoplastic shear. *Journal of Applied Mechanics*, 31(2) :189–193.
- [Rosseto and Koch, 1971] Rosseto, S. and Koch, U. (1971). An investigation of temperature distribution on tool flank surface. volume 19, pages 551–557.
- [Rotella and Umbrello, 2014] Rotella, G. and Umbrello, D. (2014). Finite element modeling of microstructural changes in dry and cryogenic cutting of ti6al4v alloy. *CIRP Annals*, 63(1) :69–72.
- [Sentenac and Gilblas, 2013] Sentenac, T. and Gilblas, R. (2013). Noise effect on the interpolation equation for near infrared thermography. *Metrologia, IOP Publishing*, 50(6) :208–218.
- [Shan et al., 2019] Shan, C., Zhang, X., Shen, B., and Zhang, D. (2019). An improved analytical model of cutting temperature in orthogonal cutting of ti6al4v. *Chinese Journal of Aeronautics*, 32(3) :759–769.
- [Shaw, 1950] Shaw, M. C. (1950). A quantized theory of strain hardening as applied to the cutting of metals. *Journal of Applied Physics*, 21(6) :599–606.
- [Sima and Özel, 2010] Sima, M. and Özel, T. (2010). Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy ti-6al-4v. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(11) :943–960.
- [Soler et al., 2015] Soler, D., Aristimuño, P., Garay, A., and Arrazola, P. J. (2015). Uncertainty of temperature measurements in dry orthogonal cutting of titanium alloys. *Infrared Physics and Technology*, 71 :208–216.
- [Soler et al., 2018] Soler, D., Aristimuño, P., Saez-de Buruaga, M., Garay, A., and Arrazola, P. (2018). New calibration method to measure rake face temperature of the tool during dry orthogonal cutting using thermography. *Journal Applied Thermal Engineering*, 137 :74–82.
- [Soo et al., 2004] Soo, S., Aspinwall, D., and Dewes, R. (2004). 3d FE modelling of the cutting of inconel 718. *Journal of Materials Processing Technology*, 150(1) :116–123.
- [Sui et al., 2011] Sui, F.-L., Xu, L.-X., Chen, L.-Q., and Liu, X.-H. (2011). Processing map for hot working of inconel 718 alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 211(3) :433–440.

- [Sutter, 2005] Sutter, G. (2005). Chip geometries during high-speed machining for orthogonal cutting conditions. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(6) :719–726.
- [Sutter et al., 2003a] Sutter, G., Faure, L., Molinari, A., Ranc, N., and Pina, V. (2003a). An experimental technique for the measurement of temperature fields for the orthogonal cutting in high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(7) :671–678.
- [Sutter et al., 2003b] Sutter, G., Faure, L., Molinari, A., Ranc, N., and Pina, V. (2003b). An experimental technique for the measurement of temperature fields for the orthogonal cutting in high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(7) :671–678.
- [Sutter and List, 2013] Sutter, G. and List, G. (2013). Very high speed cutting of ti–6al–4v titanium alloy – change in morphology and mechanism of chip formation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 66 :37–43.
- [Sutter et al., 1998] Sutter, G., Molinari, A., Faure, L., Klepaczko, J. R., and Dudzinski, D. (1998). An experimental study of high speed orthogonal cutting. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 120(1) :169–172.
- [Sutton et al., 2009] Sutton, M. A., Orteu, J.-J., and Schreier, H. W. (2009). *Image correlation for shape, motion and deformation measurements : basic concepts, theory and applications*. OCLC : ocn227916898.
- [Sutton et al., 2008] Sutton, M. A., Yan, J. H., Tiwari, V., Schreier, H. W., and Orteu, J. J. (2008). The effect of out-of-plane motion on 2d and 3d digital image correlation measurements. *Optics and Lasers in Engineering*, 46 :746–757.
- [Thimm et al., 2021] Thimm, B., Glavas, A., Reuber, M., and Christ, H. (2021). Determination of chip speed and shear strain rate in primary shear zone using digital image correlation (dic) in linear-orthogonal cutting experiments. *Journal of Materials Processing Technology*, 289 :116957.
- [Thimm et al., 2019] Thimm, B., Steden, J., Reuber, M., and Christ, H.-J. (2019). Using digital image correlation measurements for the inverse identification of constitutive material parameters applied in metal cutting simulations. *Procedia CIRP*, 82 :95–100.
- [Triconnet et al., 2009] Triconnet, K., Derrien, K., Hild, F., and Baptiste, D. (2009). Parameter choice for optimized digital image correlation. *Journal of Optics and Lasers in Engineering*, 47(6) :728–737.
- [Ugarte et al., 2012] Ugarte, A., M’Saoubi, R., Garay, A., and Arrazola, P. (2012). Machining behaviour of ti-6al-4v and ti-5553 alloys in interrupted cutting with PVD coated cemented carbide. *Procedia CIRP*, 1 :202–207.

- [Vacher et al., 1999] Vacher, P., Dumoulin, S., Morestin, F., and Mguil-Touchal, S. (1999). Bi-dimensional strain measurement using digital images. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C : Journal of Mechanical Engineering Science*, 213(8) :811–817.
- [Valiorgue et al., 2013] Valiorgue, F., Brosse, A., Naisson, P., Rech, J., Hamdi, H., and Bergheau, J. M. (2013). Emissivity calibration for temperatures measurement using thermography in the context of machining. *Journal of Applied Thermal Engineering*, 58(1) :321–326.
- [Velásquez et al., 2007] Velásquez, J., Bolle, B., Chevrier, P., Geandier, G., and Tidu, A. (2007). Metallurgical study on chips obtained by high speed machining of a ti-6wt.%al-4wt.%v alloy. *Materials Science and Engineering : A*, 452-453 :469–474.
- [Vigneau, 1999] Vigneau, J. (1999). Usinage des matériaux aéronautiques à faible usinabilité. *Techniques de l'ingénieur Travail des matériaux - Assemblage*, base documentaire : TIP153WEB(6) :7285.
- [Vila, 2010] Vila, P. B. (2010). Effect of heat treatments on the microstructure of deformed ti-6al-4v, *rapport de master*, Institut de science et technologie des matériaux, Allemagne.
- [Wagner, 2011] Wagner, V. (2011). Amélioration de la productivité en usinage d'un titane réfractaire : le ti5553. *Thèse de doctorat*, Université de Toulouse, France.
- [Wagner et al., 2018] Wagner, V., Barelli, F., Dessenin, G., Laheurte, R., Darnis, P., Cahuc, O., and Mousseigne, M. (2018). Thermal and microstructure study of the chip formation during turning of ti64  $\beta$  lamellar titanium structure. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 140(3) :031010.
- [Wagner et al., 2019] Wagner, V., Barelli, F., Dessenin, G., Laheurte, R., Darnis, P., Cahuc, O., and Mousseigne, M. (2019). Comparison of the chip formations during turning of ti64  $\beta$  and ti64  $\alpha+\beta$ . *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture*, 233(2) :494–504.
- [Wan et al., 2012] Wan, Z., Zhu, Y., Liu, H., and Tang, Y. (2012). Microstructure evolution of adiabatic shear bands and mechanisms of saw-tooth chip formation in machining ti6al4v. *Materials Science and Engineering : A*, 531 :155–163.
- [Wang and Pan, 2016] Wang, B. and Pan, B. (2016). Subset-based local vs. finite element-based global digital image correlation : A comparison study. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics Letters*, 6(5) :200–208.
- [Wang et al., 2015a] Wang, B., Pan, B., and Lubineau, G. (2015a). Some practical considerations in finite element-based digital image correlation. *Journal of Optics and Lasers in Engineering*, 73 :22–32.
- [Wang et al., 2015b] Wang, Q., Liu, Z., Wang, B., Song, Q., and Wan, Y. (2015b). Evolutions of grain size and micro-hardness during chip formation and machined surface generation for ti-6al-4v in high-speed machining. *Int J Adv Manuf Technol*, 82(9) :1725–1736.

- 
- [Whitenton, 2010] Whitenton, E. (2010). High-speed dual spectrum imaging for the measurement of metal cutting temperatures, *Internal report*, National Institute of Standards and Technology (NIST).
- [Xing et al., 2017] Xing, H. Z., Zhang, Q. B., Braithwaite, C. H., Pan, B., and Zhao, J. (2017). High-speed photography and digital optical measurement techniques for geomaterials : Fundamentals and applications. *Journal of Rock Mechanics and Rock Engineering*, 50(6) :1611–1659.
- [Xu et al., 2006] Xu, Y., Bai, Y., and Meyers, M. A. (2006). Deformation, phase transformation and recrystallization in the shear bands induced by high-strain rate loading in titanium and its alloys. *Journal of Material Science and Technology*, 22 :10.
- [Xu et al., 2008] Xu, Y., Yang, H., and Meyers, M. A. (2008). Dynamic recrystallization in the shear bands of fe–cr–ni monocystal : Electron backscatter diffraction characterization. *Journal of Scripta Materialia*, 58(8) :691–694.
- [Yang et al., 2021] Yang, Z.-Y., Zhang, X.-M., Nie, G.-C., Zhang, D., and Ding, H. (2021). A comprehensive experiment-based approach to generate stress field and slip lines in cutting process. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 143(7) :071014.
- [Ye et al., 2014] Ye, G., Chen, Y., Xue, S., and Dai, L. (2014). Critical cutting speed for onset of serrated chip flow in high speed machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 86 :18–33.
- [Yoon et al., 2000] Yoon, H. W., Davies, M. A., Burns, T. J., and Kennedy, M. D. (2000). Calibrated thermal microscopy of the tool-chip interface in machining. *Journal of Machining Science and Technology*, 7 :167–190.
- [Yousfi, 2015] Yousfi, W. (2015). Modélisation thermomécanique 3d en fraisage, *Thèse de doctorat*, Université de Bordeaux, France.
- [Zemzemi, 2007] Zemzemi, F. (2007). Caractérisation de modèles de frottement aux interfaces pièce-outil-copeau en usinage : application au cas de l’usinage des aciers et de l’inconel 718, *Thèse de doctorat*, Ecole Centrale de Lyon, France.
- [Zeram dini, 2018] Zeram dini, B. (2018). Apport des méthodes de remaillage pour la simulation de champs localisés. validation en usinage par corrélation d’images, *Thèse de doctorat*, ENSAM Angers, France.
- [Zerilli and Armstrong, 1987] Zerilli, F. J. and Armstrong, R. W. (1987). Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations. *Journal of Applied Physics*, 61(5) :1816–1825.
- [Zhang et al., 2016] Zhang, D., Zhang, X.-M., and Ding, H. (2016). A study on the orthogonal cutting mechanism based on experimental determined displacement and temperature fields. *Procedia CIRP*, 46 :35–38.
-

- [Zhang et al., 2018] Zhang, D., Zhang, X.-M., and Ding, H. (2018). Inverse identification of material plastic constitutive parameters based on the DIC determined workpiece deformation fields in orthogonal cutting. *Procedia CIRP*, 71 :134–139.
- [Zhang et al., 2020] Zhang, D., Zhang, X.-M., Nie, G.-C., Yang, Z.-Y., and Ding, H. (2020). Characterization of material strain and thermal softening effects in the cutting process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 160 :103672.
- [Zhang et al., 2017] Zhang, D., Zhang, X.-M., Xu, W.-J., and Ding, H. (2017). Stress field analysis in orthogonal cutting process using digital image correlation technique. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 139(3) :031001.
- [Zhang et al., 2013] Zhang, S., Li, J., Zhu, X., and Lv, H. (2013). Saw-tooth chip formation and its effect on cutting force fluctuation in turning of inconel 718. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*., 14(6) :957–963.
- [Zhang et al., 2014] Zhang, X., Shivpuri, R., and Srivastava, A. (2014). Role of phase transformation in chip segmentation during high speed machining of dual phase titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 214(12) :3048–3066.
- [Zhang et al., 2019] Zhang, X.-M., Zhang, K., Zhang, D., Outeiro, J., and Ding, H. (2019). New in situ imaging-based methodology to identify the material constitutive model coefficients in metal cutting process. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 141(10) :101007.
- [Zhang et al., 2008] Zhang, Y., Sato, Y. S., Kokawa, H., Park, S. H. C., and Hirano, S. (2008). Microstructural characteristics and mechanical properties of ti–6al–4v friction stir welds. *Journal of Materials Science and Engineering*, 485(1) :448–455.
- [Zhecheva et al., 2005] Zhecheva, A., Sha, W., Malinov, S., and Long, A. (2005). Enhancing the microstructure and properties of titanium alloys through nitriding and other surface engineering methods. *Surface and Coatings Technology*, 200(7) :2192–2207.

# **Annexe A**

## **Calibration d'une platine 6 composantes**

## A.1 Introduction

La modélisation des procédés d'usinage s'appuie généralement sur la théorie classique de la mécanique des milieux continus. Cependant, cette théorie ne prend pas en compte certains phénomènes rencontrés en usinage comme la rotation de la matière au niveau des zones de cisaillement (figure A.1) et notamment dans la zone de cisaillement secondaire. De ce fait sort l'importance de la théorie du second gradient pour la modélisation en usinage. Les premiers travaux dans ce contexte ont commencé avec Laheurte et al [Laheurte, 2004]. Des expérimentations ont démontré l'importance des composantes des moments mesurés à la pointe de l'outil [Cahuc et al., 2011] dans l'établissement d'un bilan de puissance et par conséquent l'intérêt de la théorie du second gradient.

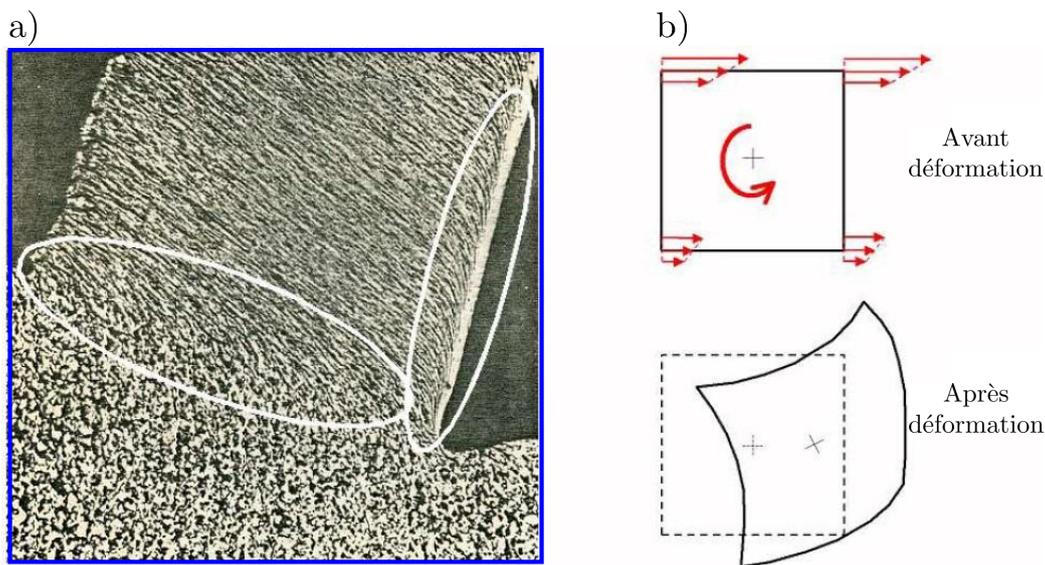


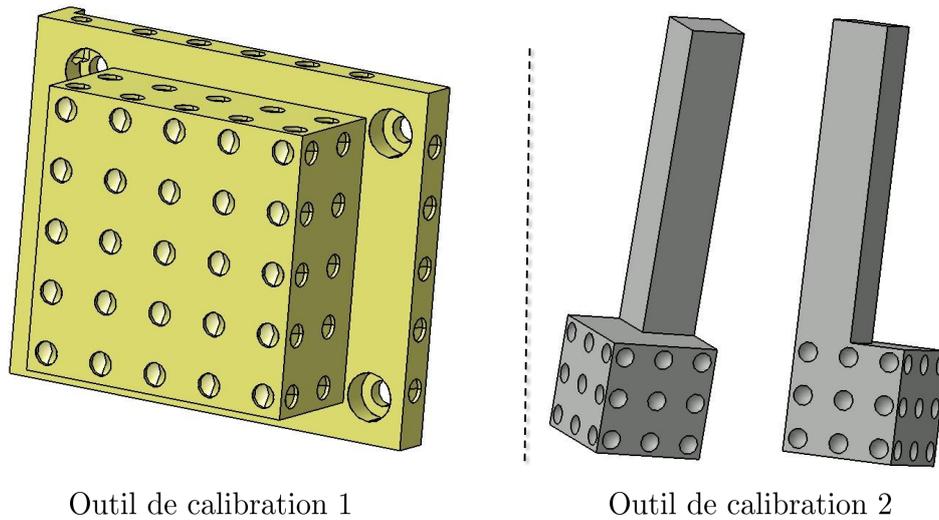
FIGURE A.1 – a) Micrographie des zones de cisaillement lors de la formation d'un copeau et b) illustration schématique de la rotation de la matière et de l'importance de la théorie du second gradient pour la modélisation en coupe [Cahuc et al., 2007].

Ainsi, la platine dynamométrique 6 composantes est calibrée dans le but de déterminer les coefficients de correction ainsi que de mesurer les trois composantes de moments.

## A.2 Outils de calibration

Deux outils de calibration, comme illustrés dans la figure A.2, sont utilisés pour calibrer le dynamomètre Kistler 6 composantes de référence 9129AA. L'outil de calibration 1 permet d'appliquer un effort dans des points situés dans le volume délimité par le périmètre du dynamomètre et inversement pour l'outil de calibration 2. Deux points consécutifs sont espacés de 15mm. Ces deux outils permettent d'appliquer un effort uniaxial dans différents points de l'espace. Connaissant l'effort appliqué, il est facile de remonter aux composantes de moments

théoriquement exactes.



Outil de calibration 1

Outil de calibration 2

FIGURE A.2 – CAO des outils de calibration.

### A.3 Monatges et identification des coefficients correcteurs

Quatre montages (figure A.3) sont réalisés pour calibrer le dynamomètre 6 composantes de référence 9129AA. Un câble sommateur Kistler de référence 1677A5 est utilisé pour récupérer 8 signaux :  $F_{xi+j}$ ,  $F_{yi+j}$  et  $F_{zi}$  avec  $\{i, j\} \in \{1, 2, 3, 4\}$ .

- **Montage n°1** : ce montage permet d'appliquer un effort uniaxial suivant la direction z. Ainsi, on sollicite le dynamomètre par deux composantes de moments :  $M_x$  et  $M_y$ .
- **Montage n°2** : ce montage est réalisé avec l'outil de calibration n°1. On obtient les mêmes composantes de moments que dans le montage n°1.
- **Montage n°3** : ce montage utilise l'outil de calibration n°1. L'effort est appliqué suivant la direction y. Ainsi, on sollicite le dynamomètre par les deux composantes de moments  $M_x$  et  $M_z$ .
- **Montage n°4** : ce montage est réalisé avec l'outil de calibration n°2. Il permet d'appliquer un effort suivant la direction z. On obtient alors les deux composantes de moments  $M_x$  et  $M_y$ . Les coordonnées des points d'application de l'effort ne sont pas les mêmes comparées avec les montages n° 1 et 2 ce qui permet d'obtenir plus de nuages des points.

Ces montages sont mis en place sur une fraiseuse conventionnelle comme donné par la figure A.4. L'effort est appliqué par déplacement de la broche suivant son axe z.

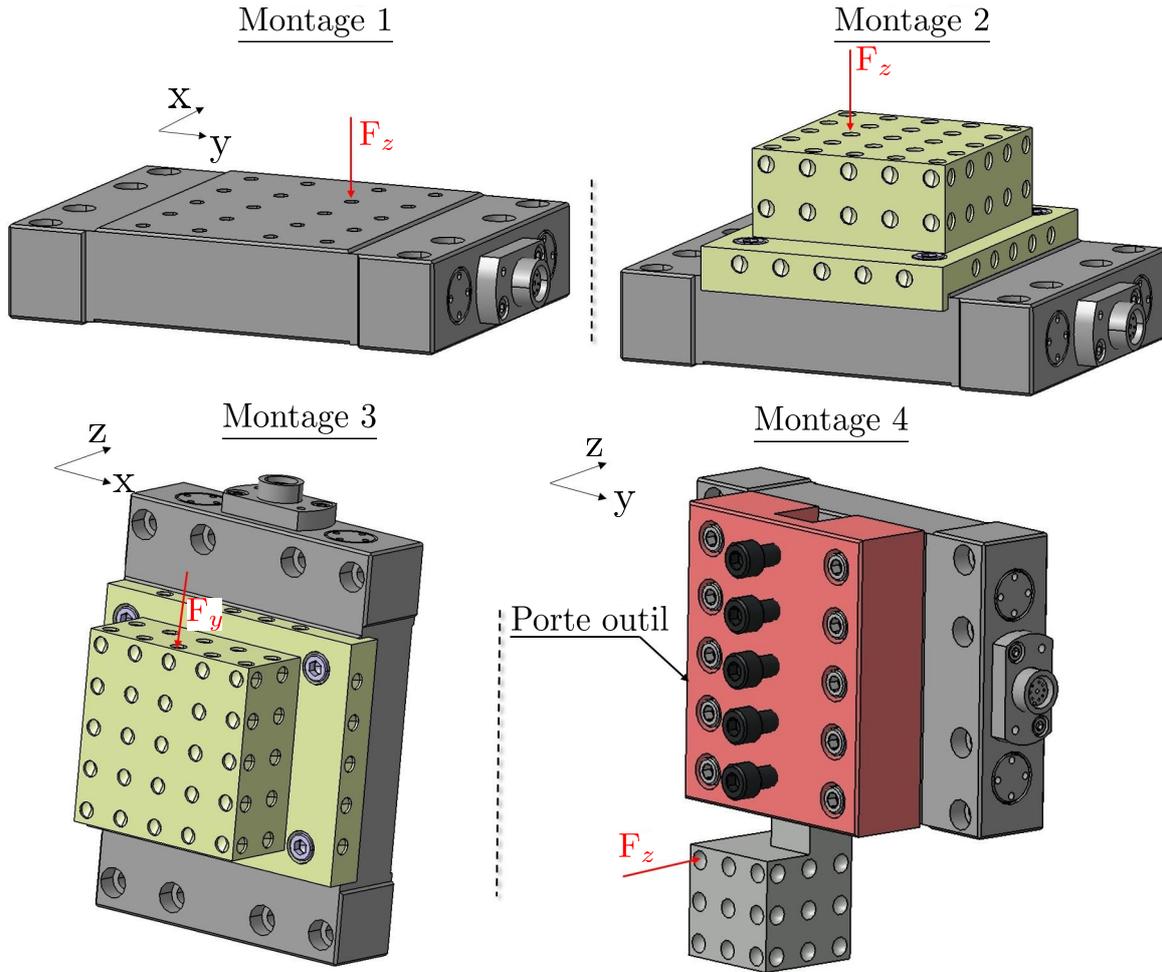


FIGURE A.3 – Illustration des montages réalisés pour la calibration du dynamomètre 9129AA.

Pour un dynamomètre 9129AA, les 6 composantes des efforts sont calculées à partir des 8 signaux comme suit :

$$\left\{ \begin{array}{l} F_x = F_{x1+2} + F_{x3+4} \\ F_y = F_{y1+4} + F_{y2+3} \\ F_z = F_{z1} + F_{z2} + F_{z3} + F_{z4} \\ M_x = [b.(F_{z1} + F_{z2} - F_{z3} - F_{z4})]kM_x \\ M_y = [a.(-F_{z1} + F_{z2} + F_{z3} - F_{z4})]kM_y \\ M_z = [b.(-F_{x1+2} + F_{x3+4}) + a.(F_{y1+4} - F_{y2+3})]kM_z \end{array} \right. \quad (\text{A.1})$$

Les paramètres  $a$  et  $b$  ont des valeurs standards qui dépendent de la référence du dynamomètre. Pour ce dynamomètre 9129AA, ces paramètres sont donnés par le tableau B.1.

$kM_x$ ,  $kM_y$  et  $kM_z$  sont des coefficients de correction déterminés par cette procédure de calibration spécifique comme décrits ci-dessus.

Pour chaque composante des moments, les nuages des points des moments théoriquement

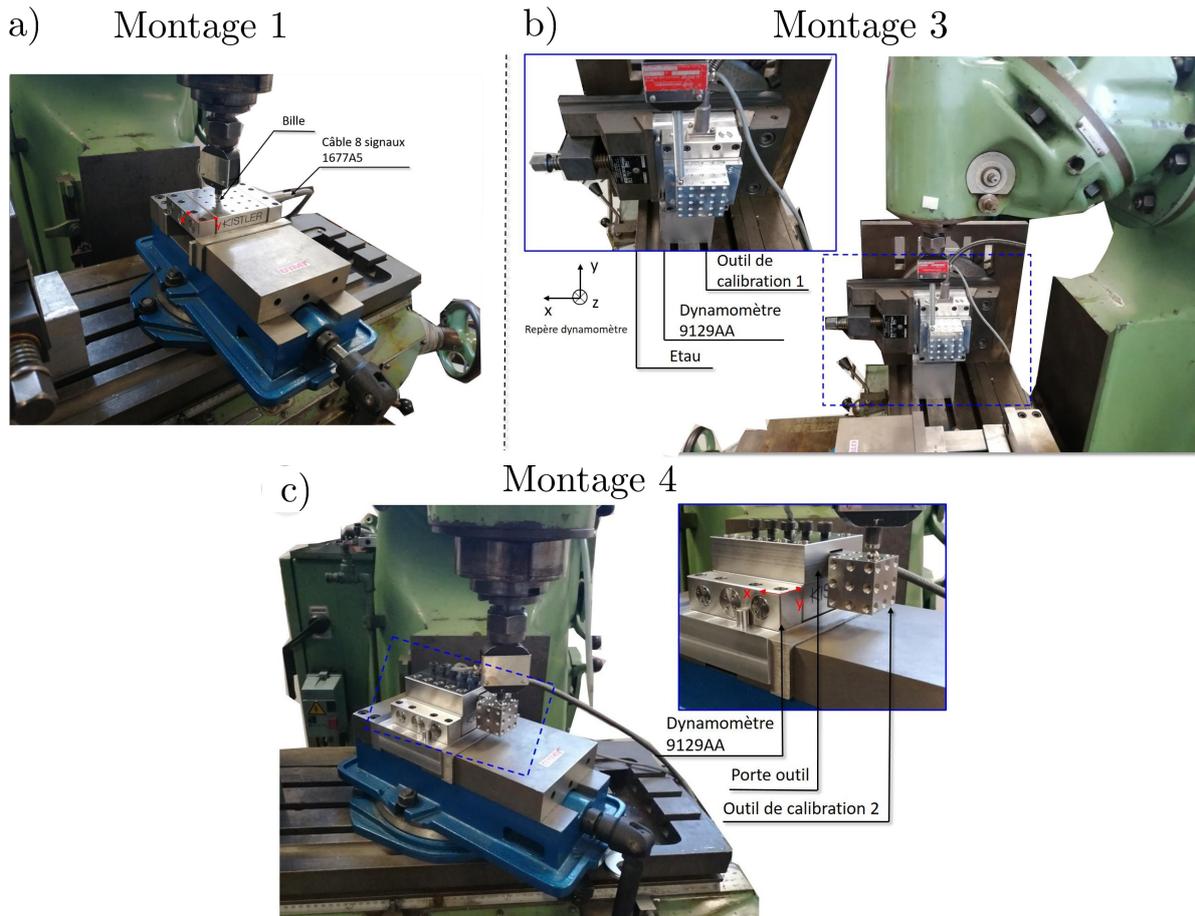


FIGURE A.4 – Les différents montages de calibration mis en place sur une fraiseuse conventionnelle : a) sans outil de calibration ; b) avec outil de calibration 1 et c) avec outil de calibration 2.

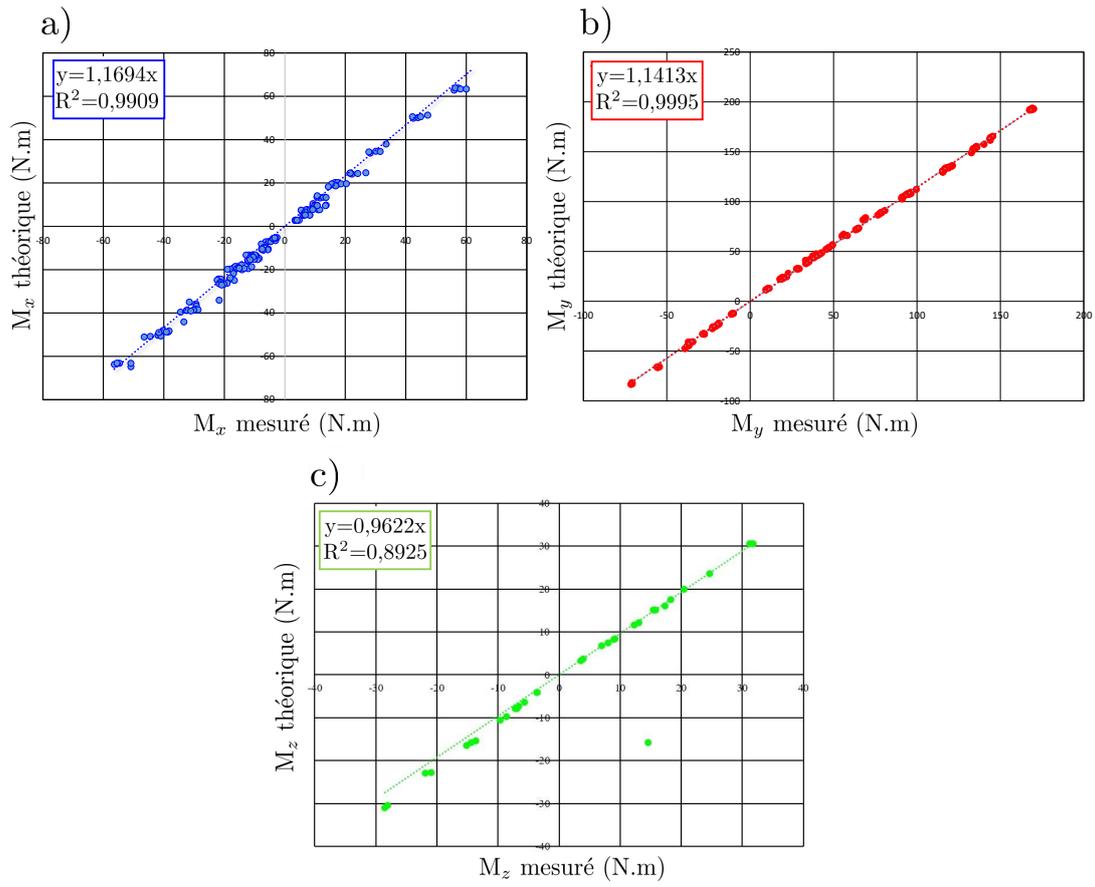
TABLE A.1 – Valeurs standards des paramètres a et b.

Référence du dynamomètre	a(mm)	b(mm)
9129AA	33	50,5

exacts sont représentés en fonction de ceux mesurés par le dynamomètre (figure A.5). Sur chaque composante des moments, la distribution du nuage de points peut être décrite par la fonction  $y=a.x$ . La pente de la droite représente le coefficient de correction. Le tableau B.2 donne les trois coefficients de correction.

TABLE A.2 – Valeurs des coefficients de correction déterminées par calibration.

$KM_x$	$KM_y$	$KM_z$
1,17	1,14	0,96

FIGURE A.5 – Moments théoriques en fonction des moments mesurés : a)  $M_x$  ; b)  $M_y$  et c)  $M_z$ .

# **Annexe B**

## **Platines de réglage**

## B.1 Conception

Afin d'ajuster la position de l'objectif par rapport à la surface observée de la pièce, une platine de réglage micrométrique 4 axes est conçue (figure B.1). Les composants indexés dans la figure B.1 sont donnés dans le tableau B.1.

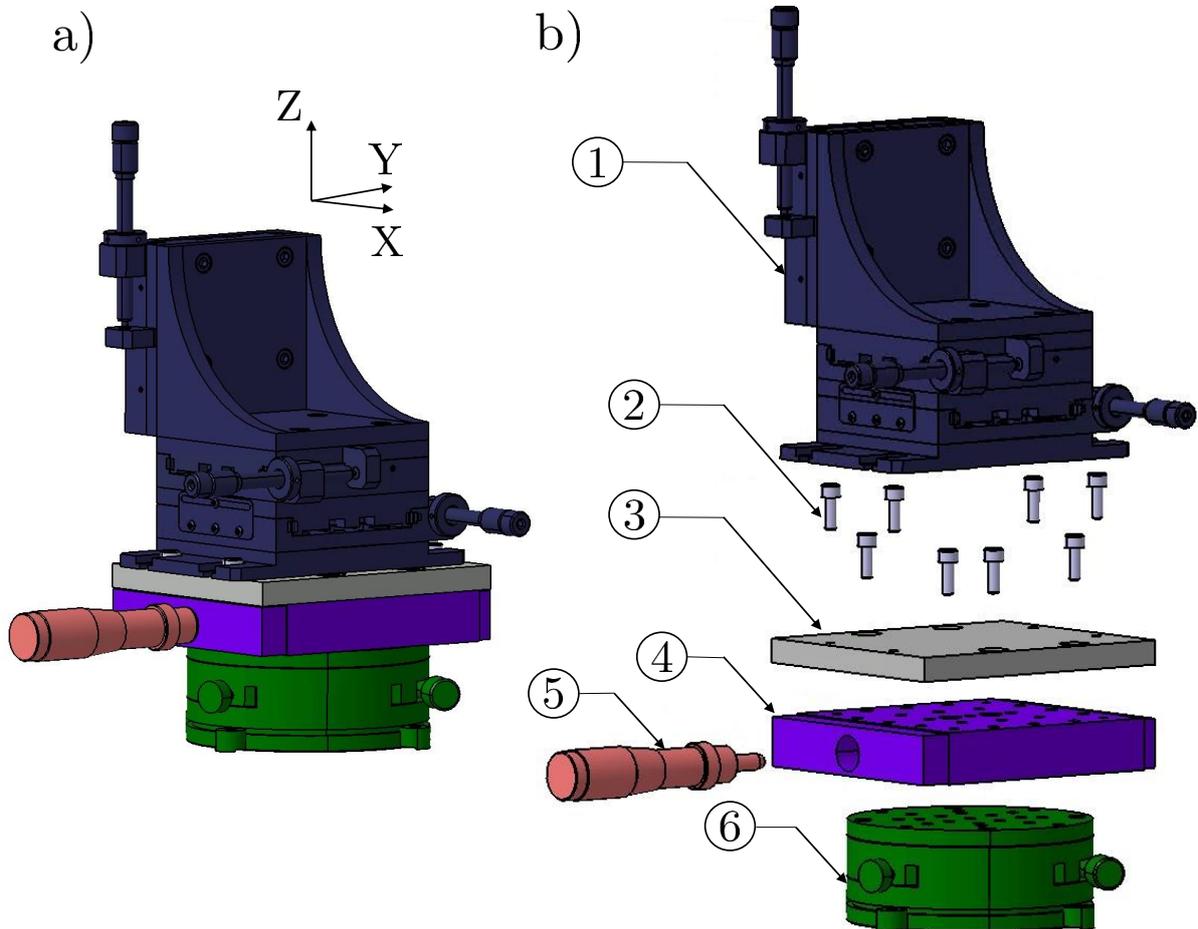


FIGURE B.1 – Platines de réglage micrométrique 4 axes (3 translations et 1 rotation) : a) vue de l'ensemble et b) vue de l'éclatée.

TABLE B.1 – Tableau des composants indexés dans la figure C.1.

Numéro	Référence	Désignation et commentaires
1	LT3/M	Platine avec 3 axes de translation
2	Vis	M6x15mm
3	Plaque intermédiaire	De dimension $142,5 \times 120 \times 12 \text{mm}^3$ et contenant 4 trous lamés et 4 taraudages M6
4	M-UMR12.40	Platine Newport de réglage micrométrique en translation
5	BM25.40	Moulette graduée
6	M-UTR120	Platine Newport de réglage micrométrique en rotation

L'ensemble [caméra rapide, système optique] est montée sur un équerre en aluminium qui vient se fixer sur la platine.

## B.2 Données techniques

La platine Thorlabs de référence LT3/M permet la translation suivant les axes X, Y et Z. Chaque axe est muni de deux moulettes : la première est pour un réglage fin tandis que la deuxième est pour un réglage grossier. Ses données techniques sont résumées dans le tableau B.2.

TABLE B.2 – Données techniques de la platine LT3/M.

Course (mm)	Charge verticale (Kg)	Charge horizontale (Kg)	Réglage grossier (mm/rév)	Réglage fin (mm/rév)
50	18	31	1,397	0,254

Le réglage de la distance de l'objectif par rapport à la surface observée (23,8mm) se fait suivant l'axe Y. Avec la platine LT3/M, le réglage fin demeure grossier vu le faible profondeur de champ de l'objective (de l'ordre de quelques dizaines de  $\mu\text{m}$ ). De ce fait, une platine Newport de réglage micrométrique en translation est rajouté suivant l'axe Y. Ses données techniques sont résumées dans le tableau B.3.

TABLE B.3 – Données techniques de la platine Newport M-UMR12.40.

Course (mm)	Charge verticale (Kg)	Charge horizontale (Kg)	Résolution ( $\mu\text{m}/\text{div}$ )
40	40	44	10

Le réglage de la perpendicularité de l'axe optique par rapport à la surface observée se fait par le biais d'une platine Newport de réglage en rotation. Ses données techniques sont résumées dans le tableau B.4.

TABLE B.4 – Données techniques de la platine Newport M-UTR120.

Course ( $^{\circ}$ )	Charge verticale (Kg)	Résolution ( $^{\circ}$ )
360	50	0,017

Finalement, l'ensemble [caméra rapide, système optique, équerre, platines de réglages] est monté sur un tri-pied permettant d'ajuster l'altitude de l'axe optique autour de la hauteur de la pièce.



# **Annexe C**

## **Essai de validation**

## C.1 Introduction

Un essai de coupe orthogonale sur l'alliage Ti-6Al-4V est mené pour valider le système optique utilisant un tube focalisateur permettant un éclairage externe. La caméra Fastcam APX-RS est utilisée pour l'acquisition d'images de la zone de coupe.

## C.2 Montage expérimental

Avec une résolution de  $512 \times 512$  pixels<sup>2</sup>, la taille de région observée vaut  $0,58 \times 0,58$  mm<sup>2</sup>. Elle est validé à travers une mire graduée de 1mm (figure C.1.a) filmée par le système optique avec une fenêtre de taille  $512 \times 512$  pixels<sup>2</sup> (figure C.1.b).

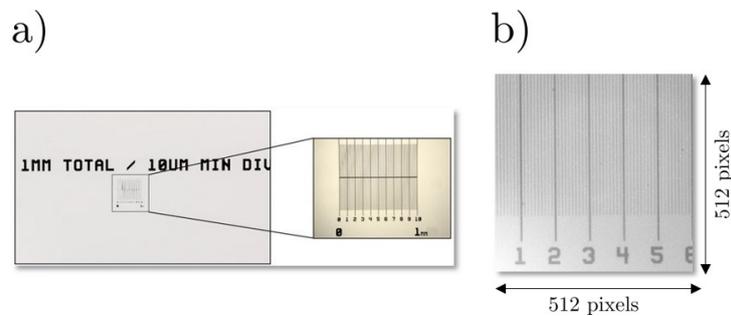


FIGURE C.1 – a) Mire graduée de 1mm avec une résolution de  $10 \mu\text{m}/\text{division}$  et b) image de la mire graduée avec le système optique.

Le montage expérimental mis en place pour l'essai de coupe orthogonale instrumentée est présenté dans la figure C.2. L'objectif de grossissement X15 est placée à une distance de 23,8mm

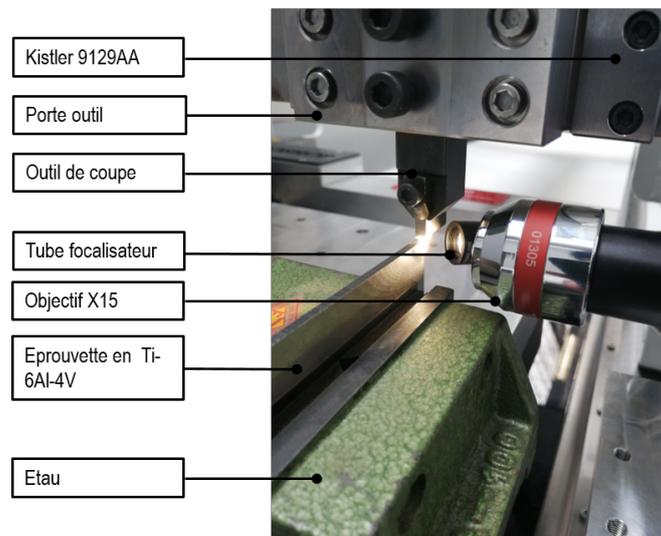


FIGURE C.2 – Montage expérimental pour la coupe orthogonale instrumentée.

par rapport à la surface de la pièce.

Le tableau C.1 donne les paramètres mécaniques et optiques de l'essai.

TABLE C.1 – Tableau des paramètres mécaniques et optiques de l'essai de coupe orthogonale instrumentée

$V_c$ (m/min)	$a$ (mm)	$\gamma$ ( $^\circ$ )	$F_{aq}$ (fps)	$t_i$ ( $\mu$ s)
3	0,2	0	10000	50

La figure C.3 montre la formation du segment de copeau en Ti-6Al-4V à une vitesse de coupe  $V_c=3$  m/min. La zone de fissuration est clairement visible et elle témoigne d'une localisation de la déformation et une contrainte qui atteint la contrainte de rupture du matériau.

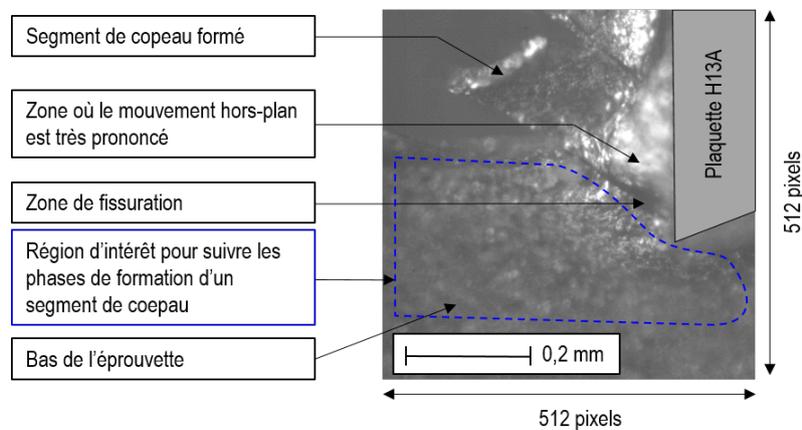


FIGURE C.3 – Image de la formation du segment de copeau en Ti-6Al-4V à une vitesse de coupe  $V_c=3$  m/min.

### C.3 Analyse des champs cinématiques mesurés

Les résultats de la mesure des champs cinématiques sont présentés dans la figure C.4 avec un incrément d'image de 10. L'application de la CIN est fait grâce au logiciel Ncorr développé par Blaber et al [Blaber et al., 2015]. Les résultats de seulement 40 images, avant que le segment de copeau ne commence à glisser par rapport au plan au cisaillement, sont présentés. Connaissant la taille d'un pixel ( $1,13 \mu\text{m}/\text{pixel}$ ), le champ de déplacement suivant l'axe x (figure C.4.a) et suivant l'axe y (figure C.4.b) ont été obtenus après conversion de l'unité pixel à l'unité micron. Les composantes des champs de déformation d'Euler-Almansi  $A_{xx}$ ,  $A_{xy}$  et  $A_{yy}$  sont présentées respectivement dans les figures C.4.c, d et e. Ces composantes ont permis de remonter au champ de la déformation équivalente donné dans la figure C.4.f.

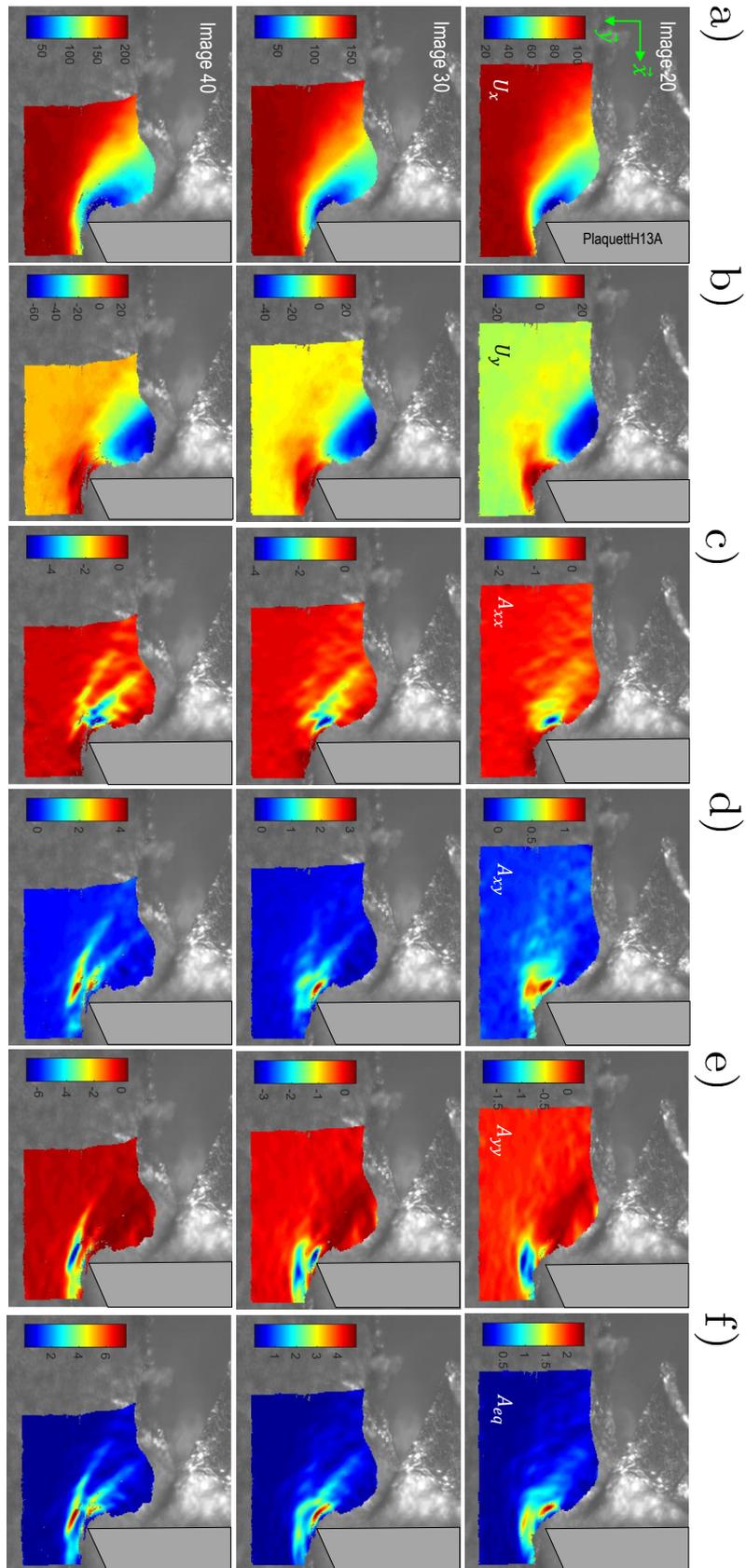


FIGURE C.4 – Image de la formation du segment de copeau en Ti-6Al-4V à une vitesse de coupe  $V_c=3$  m/min.

Des résultats cohérents par rapport aux mécanismes de formation du copeau ont été trouvés. Selon le champ de déformation  $A_{xx}$ , le segment de copeau est soumis à une compression intense suivant l'axe  $x$ . En parallèle, la déformation de cisaillement  $A_{xy}$  augmente près de la pointe de l'outil et atteint une valeur autour de 1. A partir de l'image 20, elle commence à se propager vers le bord libre de la pièce pour atteindre une valeur de 4. Ceci montre la localisation de la déformation dans la ZCP.

Sous la surface usinée, la matière subit une déformation de compression suivant  $y$ , ce qui est cohérent en raison d'un léger changement de la direction d'écoulement de la matière à la rencontre de l'arête de coupe.

Les trois composantes des champs de déformation ( $A_{xx}$ ,  $A_{xy}$  et  $A_{yy}$ ) mesurées loin de la sous-surface usinée valent 0. Ceux-ci coïncident avec l'hypothèse d'un mouvement de corps rigide dans cette zone.

## C.4 Précision de mesure

La précision de mesure des grandeurs cinématiques est évaluée avec deux techniques : *i)* approche MIG et *ii)* résidu de corrélation.

- Approche MIG

L'approche MIG [Pan et al., 2010] est employée pour la prédiction de la déviation standard du déplacement mesuré. Avec les mêmes paramètres optiques de l'essai, deux images consécutives de la surface de la pièce immobile sont enregistrées. La déviation standard du bruit mesuré vaut 1,05. Le paramètre MIG est égale à  $5,12/\text{pixels}^2$ . Ainsi, avec un motif de diamètre 30 pixels, la déviation standard du déplacement mesuré vaut  $0,0096 \text{ pixels} \approx 0,011 \mu\text{m}$  ce qui est négligeable devant les déplacements mesurés pendant l'essai de coupe orthogonale.

- Résidu de corrélation

Pour évaluer la précision de mesure des grandeurs cinématique, le résidu de corrélation déterminé à partir des images de numéro 20, 30 et 40 est examiné et analysé (figure C.5).

Lorsque le résidu de corrélation est proche de 0, ceci indique une bonne correspondance entre le motif de l'image de référence et son homologue dans l'image déformée. La figure C.5.b donne l'occurrence du résidu de corrélation. Sa distribution est assimilée à une partie symétrique d'une distribution normale. Ainsi, elle est interpolée par une loi normale. Les valeurs moyennes se sont avérées proches de 0 avec un écart type maximum de 0,132, ce qui indique une application correcte de la CIN.

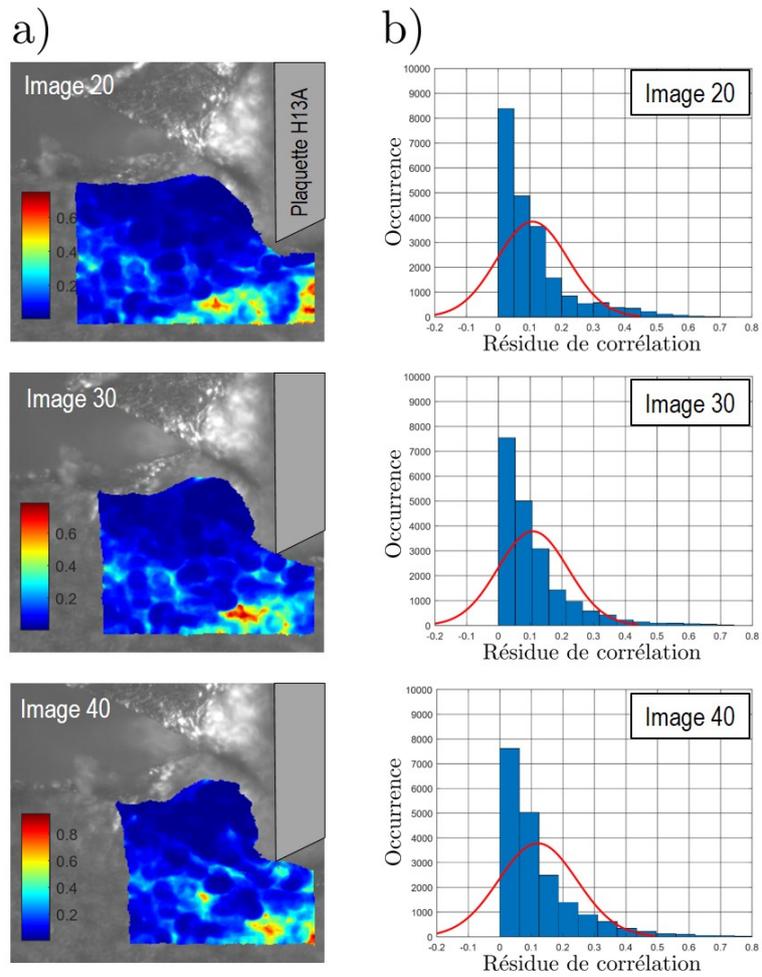


FIGURE C.5 – a) Champ et b) occurrence du résidu de corrélation déterminés à partir des images de numéro 20, 30 et 40.

## **Annexe D**

# **Profils des composantes de déformation en coupe de l'alliage Ti-6Al-4V**

## D.1 Essai à 3 m/min

La figure D.1 montre le profil des niveaux des déformations pour chaque composante de déformation dans le cas d'un angle de coupe  $\gamma=0^\circ$ . De même pour la figure D.2, il est donné pour  $\gamma=15^\circ$ .

Sur des points matériels appartenant aux deux lignes situées à des distances  $d_v \approx 50\mu\text{m}$  et  $d_v \approx 100\mu\text{m}$ , ces figures montrent des pics qui renseignent sur un passage par la ZCP. Les déformations selon la direction x prennent des valeurs négatives (figures D.1.a et D.2.a) ce qui justifie que le segment de copeau subit des déformations de compression suivant x. Cette déformation atteint  $\approx -4,5$  avec  $\gamma=0^\circ$  et  $-3,5$  avec  $\gamma=15^\circ$ . Ceci prouve que le segment de copeau subit plus de déformation de compression avec  $\gamma=0^\circ$ . La figure D.1.a montre que les pics des déformations de compression sont quasiment identiques pour les deux lignes avec  $d_v=50\mu\text{m}$  et  $d_v=100\mu\text{m}$ . Il s'avère que la déformation de compression est homogène au niveau de la ZCP et suivant la hauteur du segment de copeau. Ceci n'est pas le cas pour l'angle de coupe  $\gamma=15^\circ$  (figure D.2.a). Les figures D.1.b et D.1.b montrent que la composante de déformation de cisaillement présente la même tendance vis à vis le changement de l'angle de coupe. Toutefois, pour une ligne avec  $d_v=50\mu\text{m}$ , on peut constater que le pic de la déformation de cisaillement est plus important que celui pour une ligne avec  $d_v=100\mu\text{m}$ . Ceci prouve que la déformation de cisaillement est plus intense au voisinage de la pointe de l'outil.

Pour la ligne avec  $d_v=50\mu\text{m}$ , il est clair que les trois composantes des déformations sont nulles. Sur cette ligne, on démontre que le mouvement de tous les points matériels répond à l'hypothèse d'un mouvement de corps rigide.

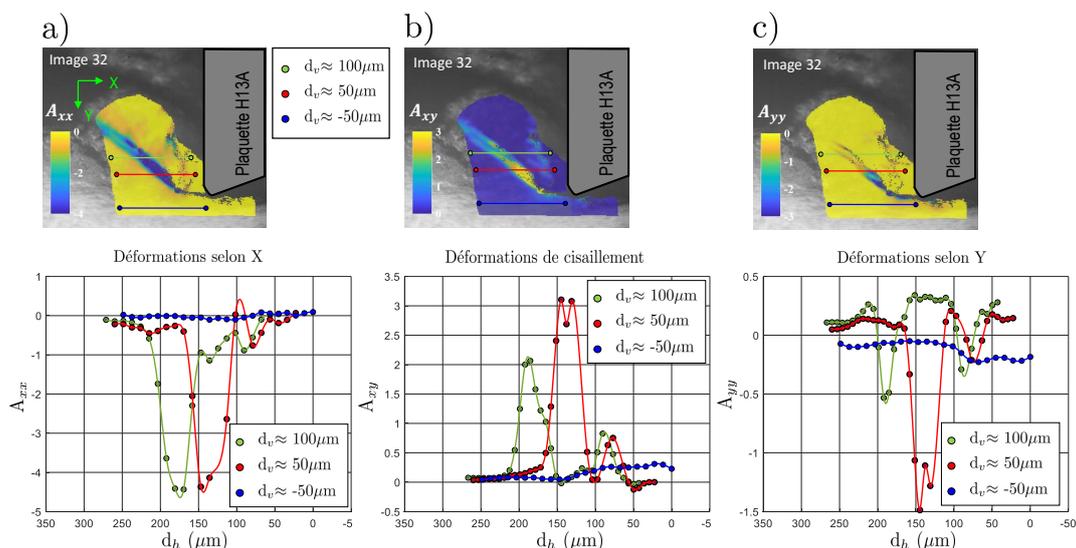


FIGURE D.1 – Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=0^\circ$  : a)  $A_{xz}$  ; b)  $A_{xy}$  et c)  $A_{yy}$ .

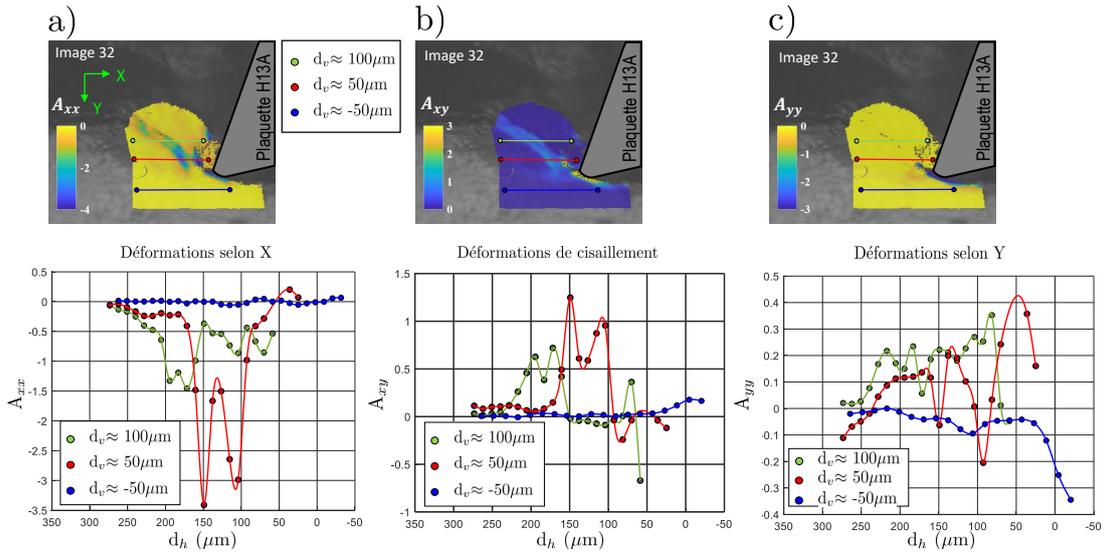


FIGURE D.2 – Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$  : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  et c)  $A_{yy}$ .

## D.2 Essai à 10 m/min

A 10m/min et dans le cas d'un angle de coupe  $\gamma=0^\circ$ , 3 lignes à des distances  $d_v \approx 100\mu\text{m}$ ,  $d_v \approx 50\mu\text{m}$  et  $d_v \approx 0\mu\text{m}$  sont utilisées pour tracer les profils des niveaux des déformations (figure D.3). De même que pour l'essai à 3m/min, on peut constater que les pics des déformations de compression suivant x (figure D.3.a) sont quasiment identiques pour les deux lignes  $d_v \approx 50\mu\text{m}$  et  $d_v \approx 0\mu\text{m}$  mais avec une faible amplitude.

Les pics des déformations de cisaillement (figure D.3.b) augmentent sur des lignes proches de la pointe de l'outil. Ceci prouve que le cisaillement est plus intense au voisinage de la pointe de l'outil ( $d_v \approx 0\mu\text{m}$ ) et s'atténue en s'éloignant vers le bord libre de la pièce ( $d_v \approx 100\mu\text{m}$ ).

Pour un angle de coupe  $\gamma=15^\circ$ , les profils des niveaux des déformations sont donnés dans la figure D.4. La figure D.4.a montre que la déformation de compression est plus intense au voisinage de la pointe de l'outil et au niveau de la ZCP. Ceci montre également que la déformation de compression dans la ZCP n'est pas homogène. Ce même constat s'applique pour l'essai à 3m/min et  $\gamma=15^\circ$ . Il s'avère que l'angle de coupe  $\gamma=15^\circ$  favorise le glissement de copeau par rapport à la face de coupe, ce qui empêche une stagnation de la matière. Ainsi, la localisation et la propagation de la déformation de compression se produit lentement et s'accompagne par un écoulement de la matière par rapport à la face de coupe, ce qui contribue à une déformation de compression non homogène.

Le rajout de la ligne  $d_v \approx 0\mu\text{m}$  située au même niveau que la pointe de l'outil a montré que la matière subit des déformations de compression suivant y (figures D.3.c et D.4.c). Elles sont de l'ordre de -1. A une distance  $d_v \approx -50\mu\text{m}$ , les déformations de compression suivant y valent  $\approx 0$ . Ceci démontre que l'épaisseur de la zone située sous la surface usinée fortement affectée par la déformation, se situe dans l'intervalle  $[0\ 50\mu\text{m}]$ . Cette zone va déterminer la zone d'intégrité de

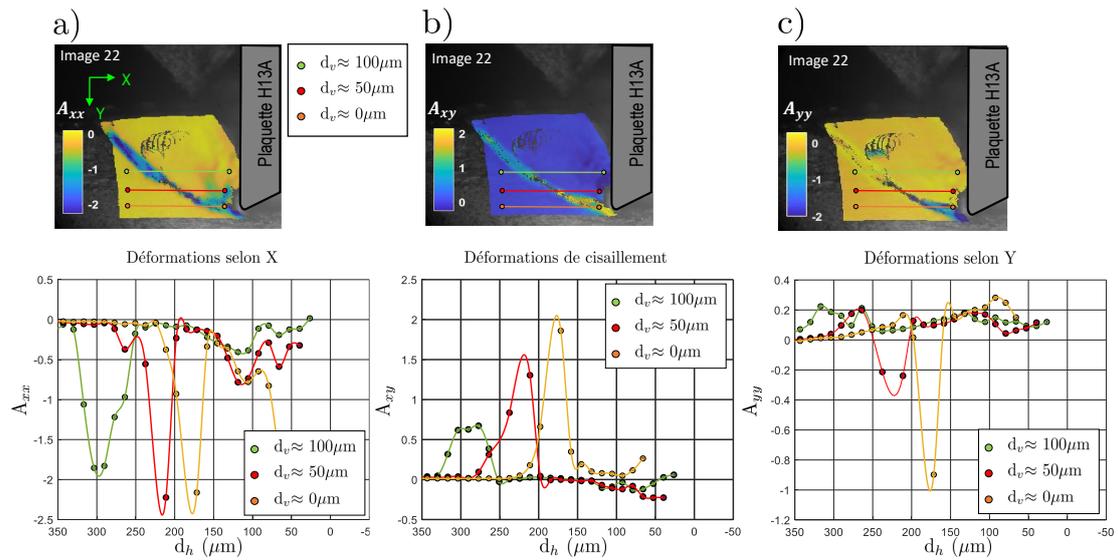


FIGURE D.3 – Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=0^\circ$  : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  et c)  $A_{yy}$ .

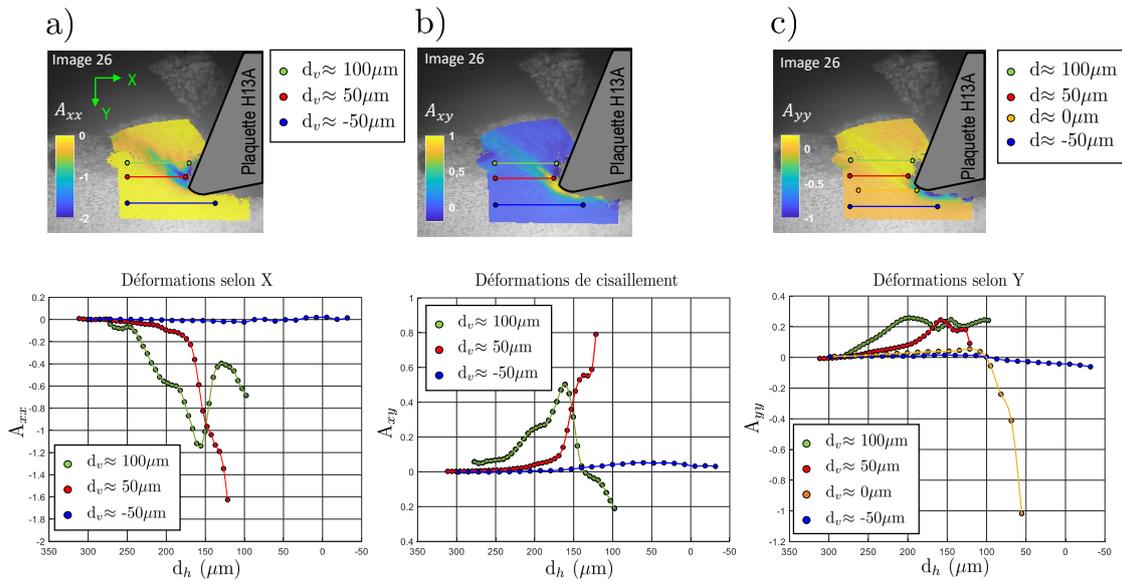


FIGURE D.4 – Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$  : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  et c)  $A_{yy}$ .

la surface usinée.

### D.3 Essai à 20 m/min

Vu la réduction de la résolution spatiale, les points matériels analysés dans le cas de l'essai à 20m/min se limitent à des points situés à une distance maximale  $d_h \approx 200\mu\text{m}$  de la pointe de l'outil.

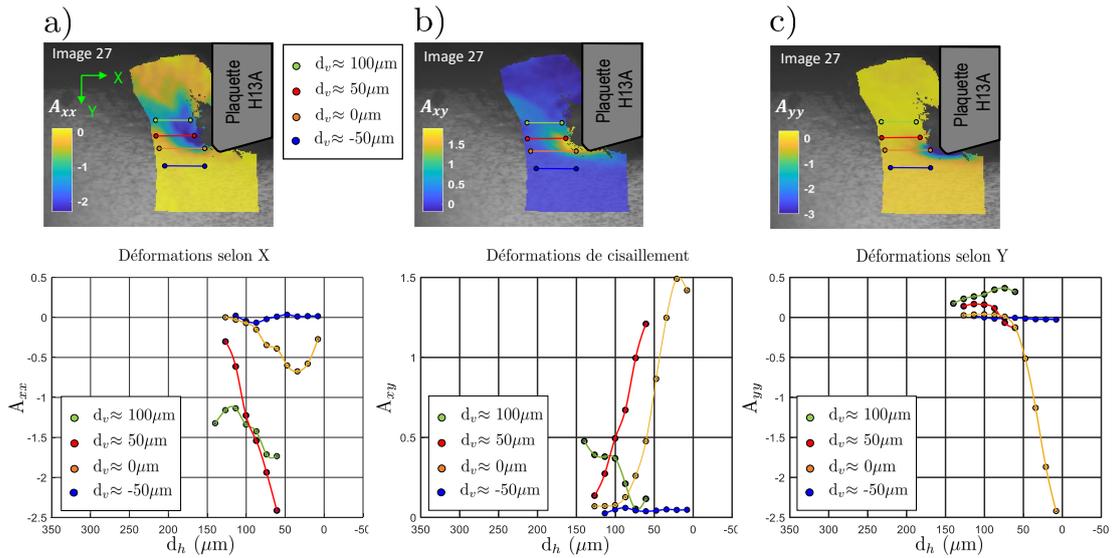


FIGURE D.5 – Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à  $V_c=20\text{m/min}$  et  $\gamma=0^\circ$  : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  et c)  $A_{yy}$ .

Les profils des niveaux des déformations sont donnés dans les figures D.5 et D.6. Pour un angle de coupe  $\gamma=0^\circ$ , la déformation de compression suivant x (figure D.5.a) est plus importante pour des points appartenant à la ligne  $d_v \approx 50\mu\text{m}$  et légèrement moins importante sur la ligne située au même niveau que la pointe de l'outil ( $d_v \approx 0\mu\text{m}$ ). Ce même constat est observé dans le cas de l'essai avec  $\gamma=15^\circ$  où la déformation de compression suivant x (figure D.6.a) atteint des valeurs plus importantes sur les lignes  $d_v \approx 100\mu\text{m}$  et  $d_v \approx 50\mu\text{m}$  que sur la ligne  $d_v \approx 0\mu\text{m}$ . Ainsi, la compression du segment de copeau est plus intense à une faible distance de la pointe de l'outil. A contrario, la déformation de cisaillement est plus intense au voisinage de la pointe de l'outil (figures D.5.b et D.6.b).

Ces profils des niveaux des déformations ont montré que le segment de copeau subit principalement des déformations de compression suivant x ( $A_{xx}$ ) et des déformations de cisaillement ( $A_{xy}$ ). La déformation de compression est homogène au niveau de la ZCP et suivant l'axe y pour les essais à 3 et 10m/min utilisant un angle de coupe  $\gamma=0^\circ$ . Pour tous les essais réalisés, la déformation de cisaillement montre que le segment de copeau subit un cisaillement intense au voisinage de la pointe de l'outil et il s'atténue en s'éloignant vers le bord libre de la pièce.

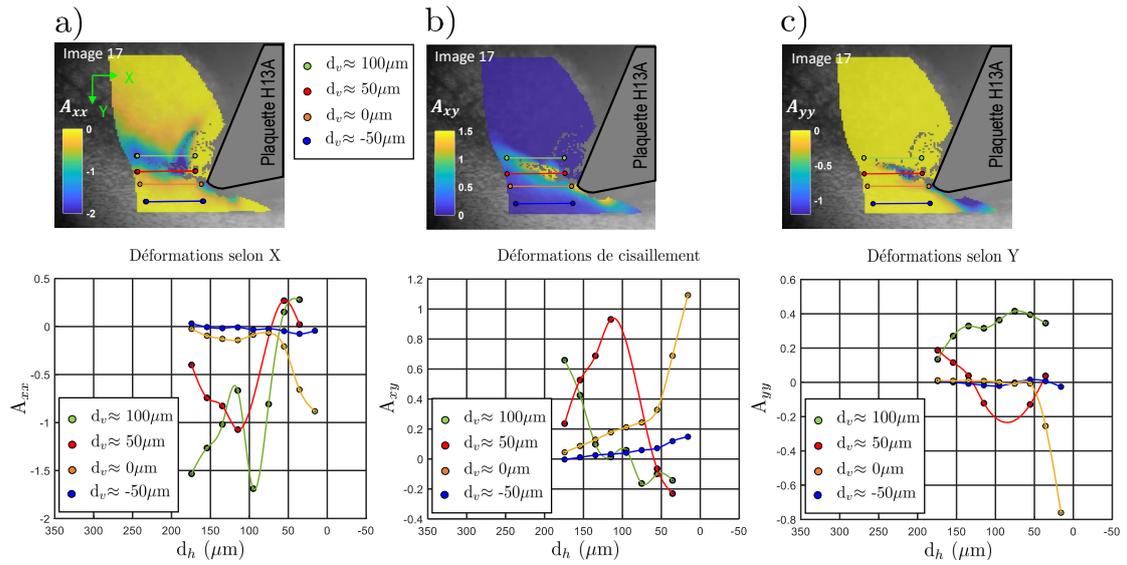


FIGURE D.6 – Profils des niveaux des déformations durant la fin de la deuxième phase de la formation d'un segment de copeau à  $V_c=20\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$  : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  et c)  $A_{yy}$ .

## **Annexe E**

# **Profils des composantes de déformation en coupe de l'alliage d'Inconel 718**

## E.1 Essai à 3m/min

Les profils de chaque composante de déformation sont donnés dans les figures E.1 et E.2 respectivement pour les deux angles de coupe  $\gamma=15^\circ$  et  $\gamma=30^\circ$ .

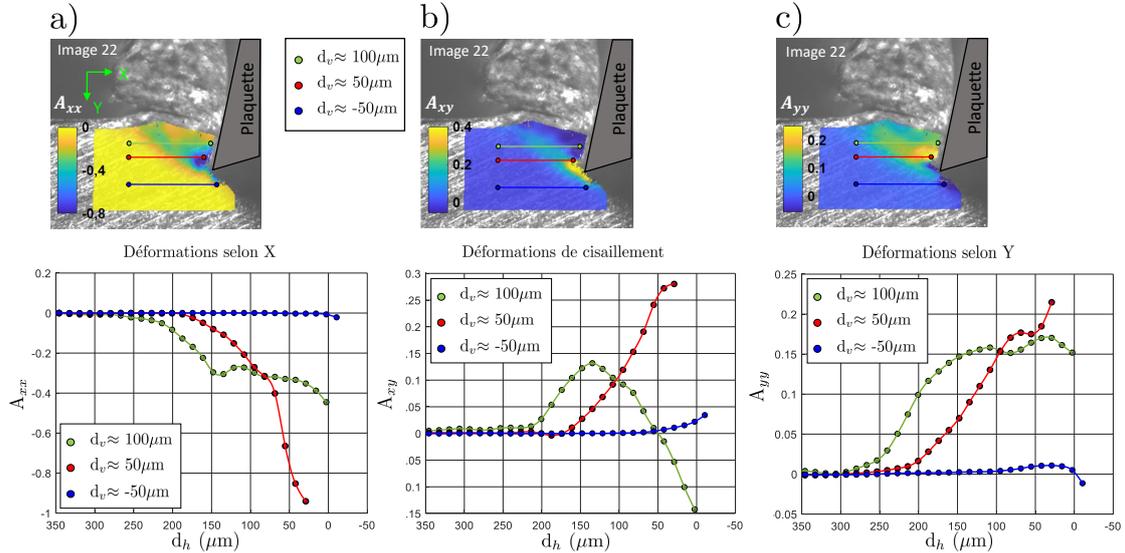


FIGURE E.1 – Profils des niveaux des déformations durant la formation de copeau en Inconel 718 à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$  : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  et c)  $A_{yy}$ .

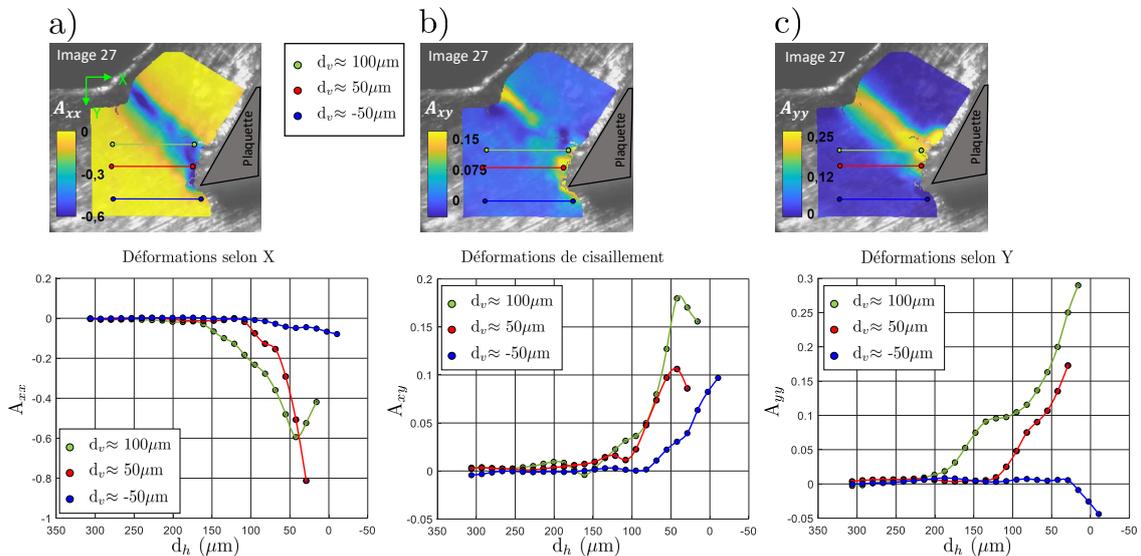


FIGURE E.2 – Profils des niveaux des déformations durant la formation de copeau en Inconel 718 à  $V_c=3\text{m/min}$  et  $\gamma=30^\circ$  : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  et c)  $A_{yy}$ .

La figure E.1.a montre que le copeau en Inconel 718 subit des déformations de compression suivant  $x$  plus intenses au voisinage de la pointe de l'outil ( $\approx -1$  à  $d_v \approx 50\mu\text{m}$ ) qu'au cœur du copeau ( $\approx -0,42$  à  $d_v \approx 100\mu\text{m}$ ). Quant à la déformation de cisaillement (figure E.1.b), elle atteint un maximum de  $\approx 0,3$  à  $d_v \approx 50\mu\text{m}$ . Au cœur du copeau ( $d_v \approx 100\mu\text{m}$ ), la composante de déformation de cisaillement présente un pic qui renseigne sur le passage par la ZCP. Elle atteint un

maximum de  $\approx 0,14$ . Ceci montre que la déformation de cisaillement est plus intense au voisinage de la pointe de l'outil.

Pour un angle de coupe  $\gamma=30^\circ$ , les figures E.2.a et b montrent que le copeau subit moins de déformation de compression suivant x et de cisaillement comparé avec  $\gamma=15^\circ$ . Ceci pourrait s'expliquer par la formation d'un copeau continu avec  $\gamma=30^\circ$  où la déformation de la matière (suivant x et de cisaillement) est moins prononcée. Seule la déformation de traction suivant y est plus importante dans le cas d'un angle de coupe  $\gamma=30^\circ$  (figure E.2.c) que pour  $\gamma=15^\circ$  (figure E.1.c).

Comme pour l'alliage Ti-6Al-4V et pour  $\gamma=15^\circ$ , les trois composantes de déformation sont quasiment nulles sur une ligne située à  $d_v \approx -50\mu\text{m}$ . Ceci n'est pas le cas pour  $\gamma=30^\circ$ . La déformation de cisaillement atteint  $\approx 0,1$  (figure E.2.b). Une légère déformation de compression suivant y a lieu ( $\approx -0,05$  (figure E.2.c)). Ainsi, l'épaisseur de la zone située en dessous de la surface usinée et affectée par la déformation dépasse  $50\mu\text{m}$ . Ceci montre que le changement de l'angle de coupe de  $15$  à  $30^\circ$  a un effet sur l'intégrité de la surface usinée. La matière située sous la surface usinée ( $d_v = -50\mu\text{m}$ ) subit plus de déformation avec  $\gamma=30^\circ$ .

## E.2 Essai à 10m/min

Les profils de chaque composante de déformation sont donnés dans les figures E.3 et E.4 respectivement pour les deux angles de coupe  $\gamma=15^\circ$  et  $\gamma=30^\circ$ . L'augmentation de la vitesse de coupe montre que la matière située au cœur du copeau ( $d_v \approx 100\mu\text{m}$ ) subit plus de déformation.

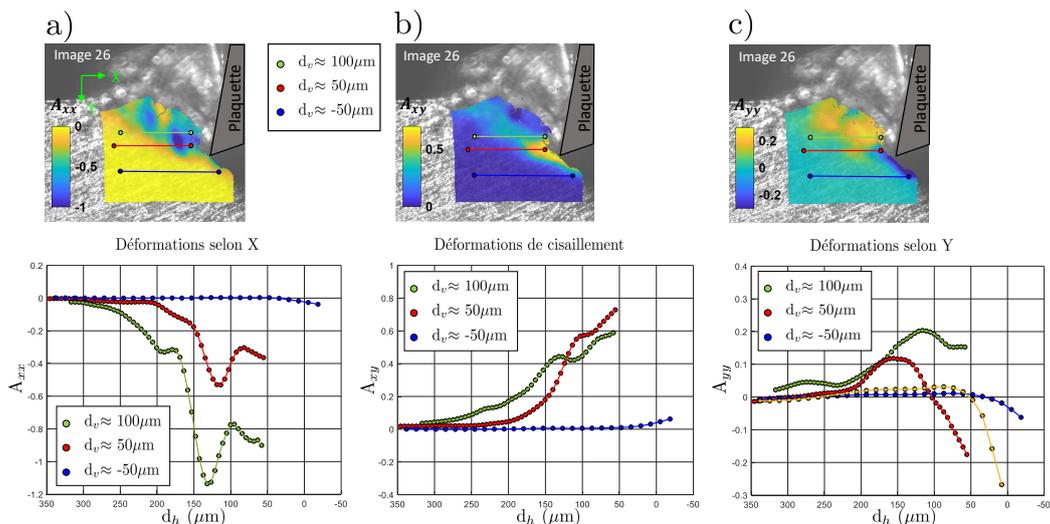


FIGURE E.3 – Profils des niveaux des déformations durant la formation de copeau en Inconel 718 à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=15^\circ$  : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  et c)  $A_{yy}$ .

De même que pour l'essai à  $3\text{m/min}$ , pour  $\gamma=15^\circ$ , l'épaisseur de la zone située en dessous de la surface usinée et affectée par la déformation est inférieur à  $50\mu\text{m}$  tandis qu'il dépasse les

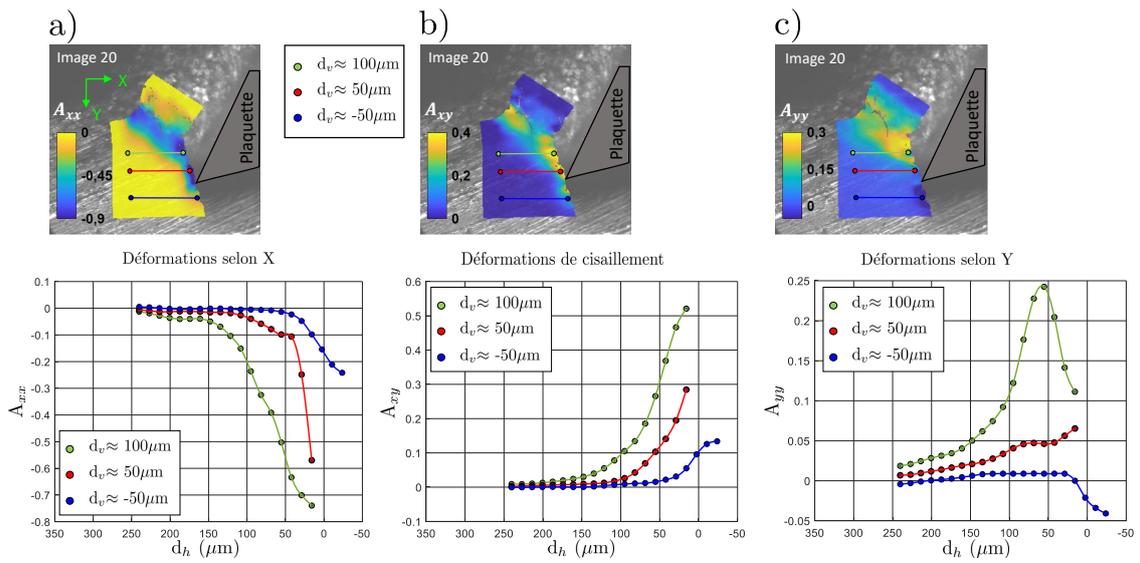


FIGURE E.4 – Profils des niveaux des déformations durant la formation de copeau en Inconel 718 à  $V_c=10\text{m/min}$  et  $\gamma=30^\circ$  : a)  $A_{xx}$  ; b)  $A_{xy}$  et c)  $A_{yy}$ .

$50\mu\text{m}$  pour  $\gamma=30^\circ$ .

## **Annexe F**

# **Système optique pour la mesure des champs de température**

## F.1 Platine de réglage micrométrique

L'ensemble [système optique couplé, caméras rapide et thermique, table support] est monté sur une platine de réglage micrométrique (figure F.1). Elle permet des réglages en translation suivant trois axes.

L'emplacement de la platine est choisi proche du centre de gravité de l'ensemble [système optique, caméras rapide et thermique, table support] pour mieux répartir la charge et limiter le balance au niveau des liaisons glissières de la platine.

Les composants indexés dans la figure F.1 sont donnés dans la tableau F.1 indiquant leurs références ainsi que leurs désignations.

TABLE F.1 – Tableau des composants indexés dans la figure F.1

Numéro	Référence Vecta	Désignation et commentaires
1	—	Plaque intermédiaire de liaison bâti-platine.
2	319241	Kit de fixation de la platine sur le bâti
3	316311	Table de positionnement domiLINE de longueur 120mm avec une course de 50mm.
4	319243	Kit de liaison X-Y.
5	319244	Kit de liaison XY-Z.
6	1009544	Levier de blocage.
7	319242	Platine support pour fixation de la charge.

## F.2 Système optique

L'éclaté du système optique est donné dans la figure F.2. Les composants indexés dans la figure F.2 sont donnés dans le tableau F.2 indiquant leurs références ainsi que leurs désignations. L'assemblage des deux cubes est réalisée par l'intermédiaire de la pièce (6) contenant deux goupilles de positionnement. Cette pièce permet de minimiser les défauts de parallélisme et de réduire la distance entre les deux cubes ce qui permet de réduire les pertes de l'intensité des radiations visibles.

## F.3 Montage complet

L'éclaté du montage complet est donné dans la figure F.3. Chaque caméra est muni d'une platine de réglage en translation. La platine (8) permet d'assembler la caméra rapide avec le système optique couplé tandis la platine (2) permet d'ajuster la distance du plan du capteur de la caméra thermique par rapport au miroir réfléchissant infrarouge.

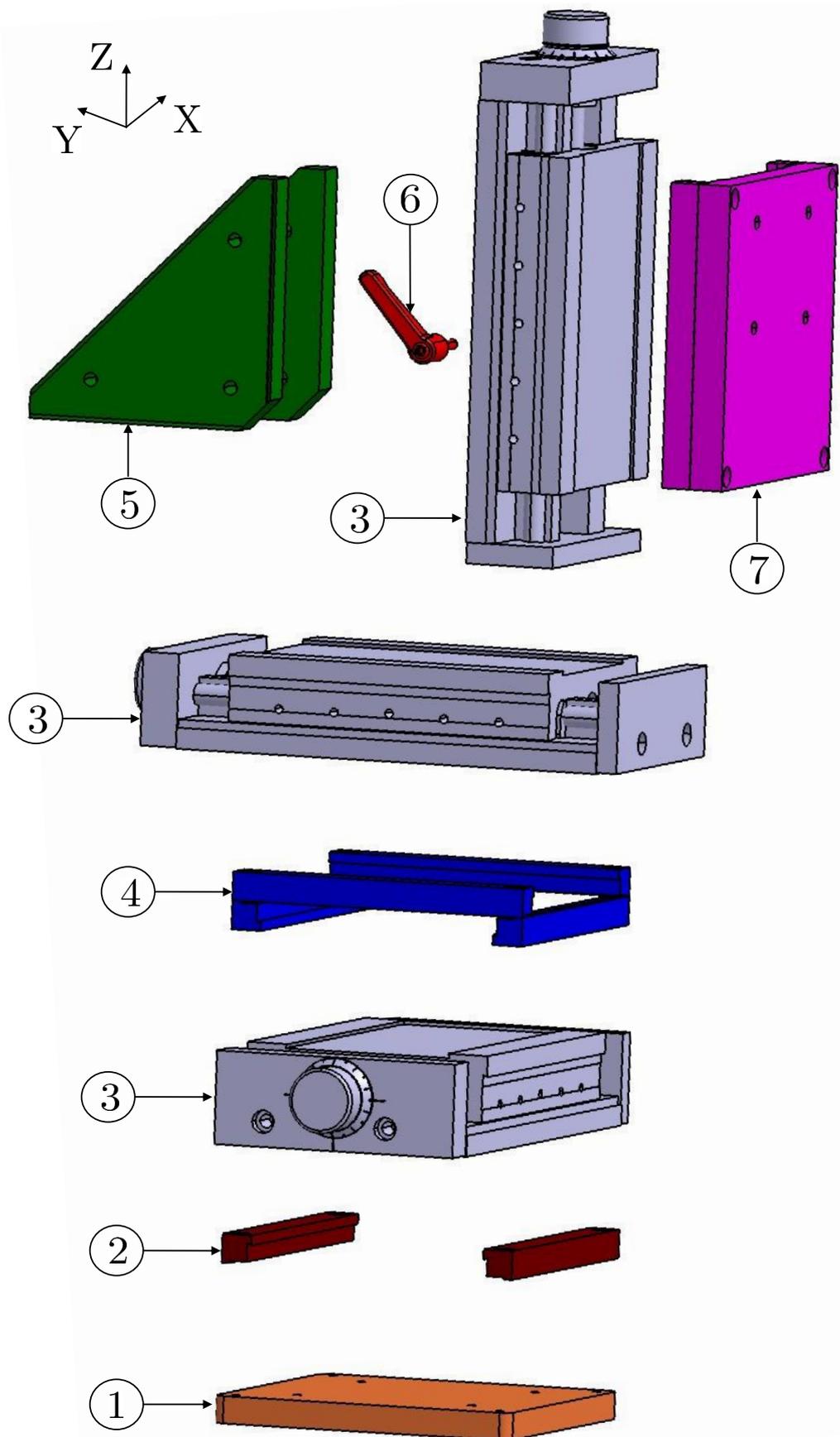


FIGURE F.1 – Vue de l'éclaté de la platine forte charge.



FIGURE F.2 – Vue de l'éclaté du système optique couplé.

Les composants indexés dans la figure F.3 sont donnés dans le tableau F.3 indiquant leurs désignations.

TABLE F.2 – Tableau des composants indexés dans la figure F.2.

Numéro	Référence Thor-labs	Désignation et commentaires
1	LMM-15X-P01	Objectif réflectif corrigé à l'infini et de grossissement 15.
2	SM1A3	Adaptateur SM1 avec un taraudage de type RMS.
3	SM1L10	Tube SM1 dont la longueur totale vaut 26,2mm.
4	B4CRP/M	Plateforme pour réglage micrométrique de la rotation.
5	C6W	Cube séparateur de dimension 50,8mm.
6	C4W-CC	Connecteur de deux cubes C6W avec deux goupilles de positionnement.
7	—	Solution optique pour un éclairage coaxial.
8	—	Ligne du visible
9	SM1T10	Coupleur SM1 avec un filetage sur une longueur de 25,4mm.
10	KCB1C/M	Renvoi d'angle (45°)
11	SM1L20	Tube SM1 dont la longueur totale vaut 51,6mm.
12	SM1T20	Coupleur SM1 avec un filetage sur une longueur de 50,8mm.
13	SM1M20	Tube SM1 dont la longueur totale vaut 51,6mm.

TABLE F.3 – Tableau des composants indexés dans la figure F.3.

Numéro	Désignation et commentaires
1	Table pour fixation de la caméra thermique (voir annexe).
2	Platine LT1/M pour le réglage de la position de la caméra thermique suivant l'axe X.
3	Plaque intermédiaire entre la platine LT1/M et la caméra thermique (voir annexe).
4	Caméra thermique FLIR SC7200.
5	Bague adaptatrice (voir annexe).
6	Equerre de liaison platine-montage (voir annexe).
7	Table pour fixation de la caméra rapide (voir annexe).
8	Platine LT1/M.
9	Plaque intermédiaire entre la platine LT1/M et la caméra rapide (voir annexe).
10	Caméra rapide Fastcam SA5.

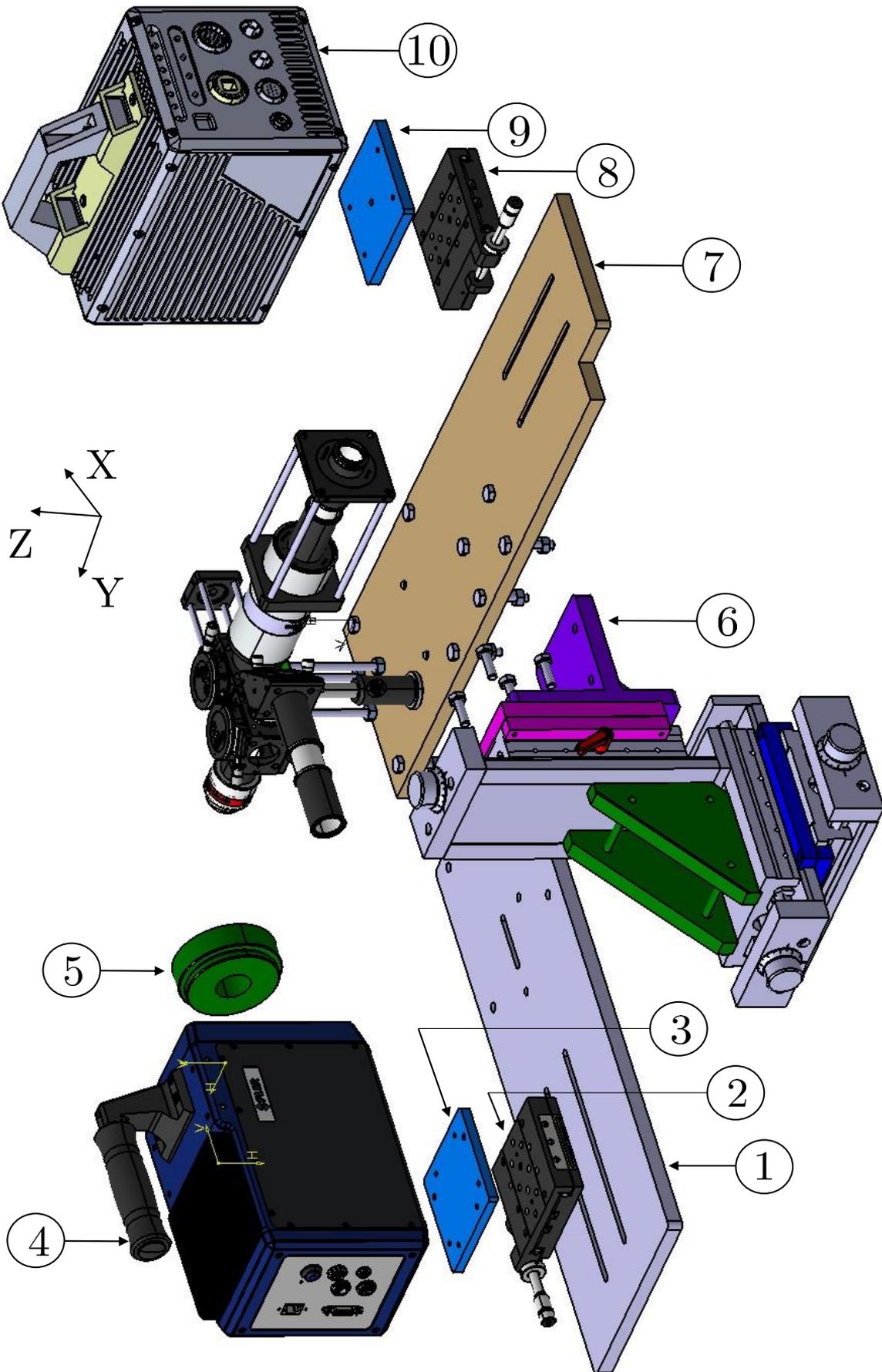


FIGURE F.3 – Vue de l'éclaté du montage complet.

# **Annexe G**

## **Calibration thermique**

## G.1 Montage de calibration thermique

Le montage réalisé pour permettre une calibration thermique est donné dans la figure G.1. L'éprouvette (4) est fixée sur un support composée de deux pièces. Les composants indexés dans la figure G.1 sont donnés dans le tableau G.1.

Ce montage permet de réaliser à la fois une calibration thermique par rapport à une source de chaleur fixe et par rapport à une source de chaleur animée par un mouvement de translation à une vitesse donnée. Le but est d'examiner l'effet de la vitesse sur la réponse d'une caméra thermique.

Dans cette étude, on se limite à une calibration thermique devant une source de chaleur fixe.

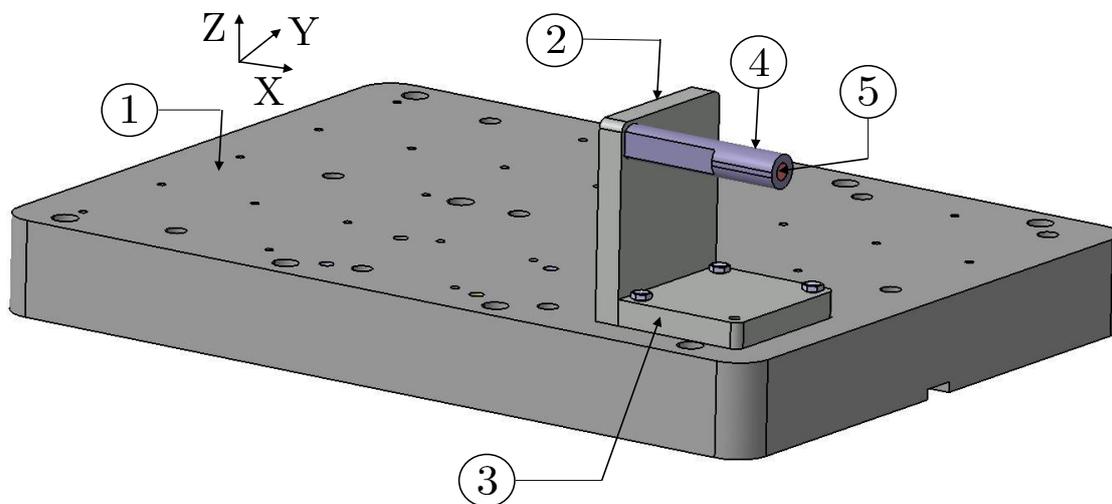


FIGURE G.1 – CAO du montage de calibration thermique.

TABLE G.1 – Tableau des composants indexés dans la figure G.1.

Numéro	Désignation et commentaires
1	Table du banc
2	Porte éprouvette P1 (voir annexe)
3	Porte éprouvette P2 (voir annexe)
4	Éprouvette de calibration thermique
5	Cartouche chauffante

## G.2 Contrôle de la température

Le contrôle de la température se fait à l'aide d'un système PID. Un thermocouple type K est utilisé pour mesurer la température réelle au niveau du méplat de l'éprouvette de calibration. Le schéma de câblage du système PID est donné dans la figure G.2.

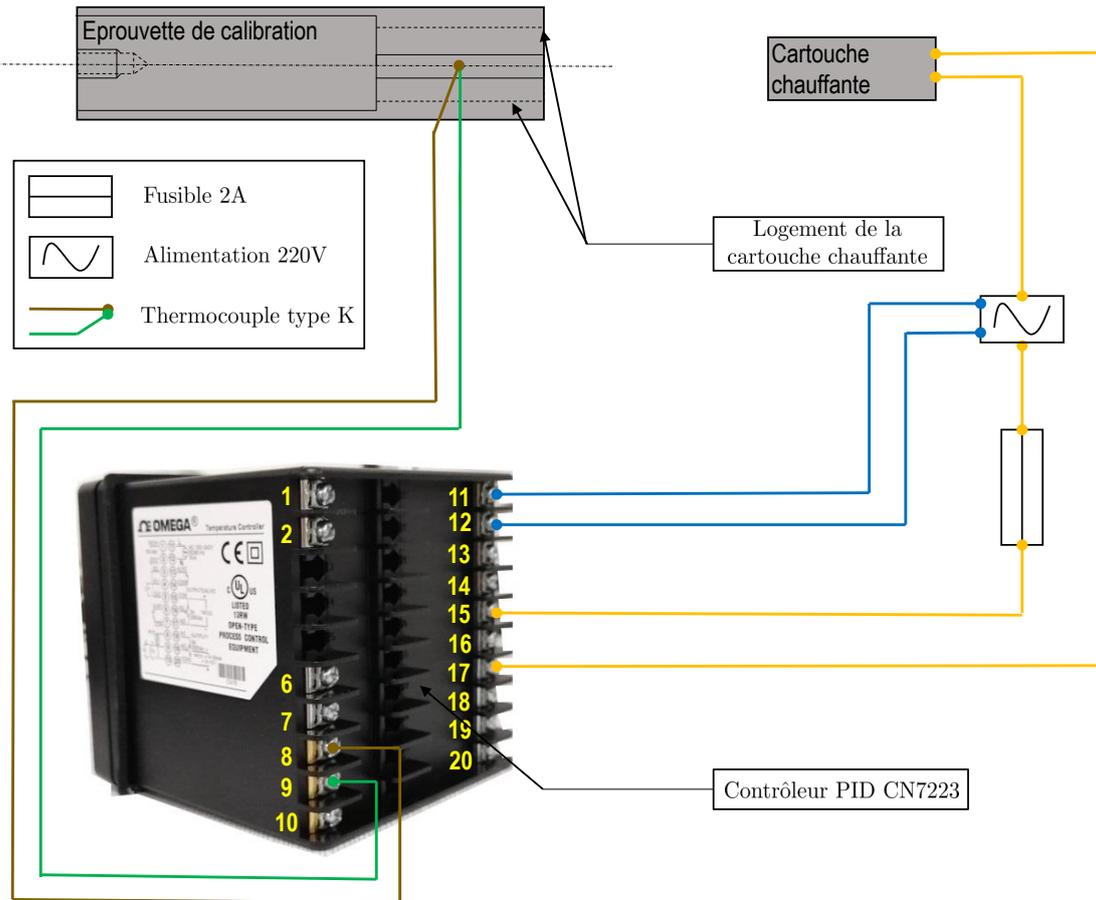


FIGURE G.2 – Système PID pour le contrôle de la température au niveau du méplat de l'éprouvette de calibration.



université  
de BORDEAUX



enable



## DÉVELOPPEMENTS EXPÉRIMENTAUX POUR LA MESURE DES CHAMPS CINÉMATIQUE ET THERMIQUE EN USINAGE : APPLICATION AUX ALLIAGES Ti-6Al-4V ET INCONEL 718

**RÉSUMÉ :** Cette étude porte sur la mesure et la compréhension des mécanismes d'enlèvement de la matière en usinage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V et l'alliage Inconel718. Ce travail est réalisé dans le cadre du projet européen ENABLE ("European Network for Alloy Behaviour Law Enhancement") H2020 ITN MSCA GA N°764979. Lors de la formation des copeaux, la matière subit des sollicitations thermomécaniques couplées, rapides et à une échelle locale. Ces sollicitations thermomécaniques à l'origine de l'apparition des bandes de cisaillement constituent un verrou scientifique à lever pour mieux comprendre l'évolution et l'écoulement de la matière en usinage. Cependant, la taille submillimétrique de la région d'intérêt pose des difficultés techniques pour y accéder en temps réel. Afin de simplifier le problème, la configuration de coupe orthogonale est retenue dans le cadre de cette étude. Un nouveau banc de coupe orthogonale/oblique et de frottement est conçu pour réaliser des essais instrumentés et des mesures in-situ des champs cinématiques et thermiques lors de la formation des copeaux en Ti-6Al-4V et Inconel 718. Ce banc permet d'atteindre des vitesses de coupe représentatives de celles utilisées en industrie. Face aux vitesses importantes des phénomènes physiques et vu la taille submillimétrique de la région d'intérêt, les systèmes optiques classiques ne permettent pas de révéler les gradients des sollicitations mécaniques et thermiques et d'appréhender les mécanismes gouvernant la formation d'un segment de copeau. Ainsi, un système optique d'imagerie rapide est conçu pour permettre un suivi en temps réel de la matière située au voisinage de la pointe de l'outil. L'application de la technique de corrélation d'images numériques a permis de déterminer l'évolution temporelle des grandeurs cinématiques (champ des déplacements, des déformations et de la déformation équivalente) à une échelle locale. Pour permettre des mesures des champs thermiques, un système optique couplé est conçu pour une acquisition synchronisée des images visuelles et thermiques. En effet, il est basé sur la séparation entre les ondes dans le spectre du visible et celles dans le spectre infrarouge. Une procédure de calibration thermique est employée afin de s'affranchir des problèmes liés à l'émissivité du matériau. Ainsi, un modèle radiométrique est identifié pour déterminer les champs thermiques lors de la formation d'un segment de copeau. Finalement, les grandeurs cinématiques et thermiques mesurées pendant les différentes phases de formation de copeau sont analysées.

**Mots clés :** coupe orthogonale, système optique d'imagerie rapide et thermique, Corrélation d'Images Numériques (CIN), mesure des champs cinématique et thermique.

## EXPERIMENTAL DEVELOPEMENTS FOR KINEMATIC AND THERMAL FIELDS MEASUREMENTS DURING MACHINING : APPLICATION TO Ti-6Al-4V AND INCONEL 718 ALLOYS

**ABSTRACT :** This study focuses on the measurement and understanding of material removal mechanisms in machining of Ti-6Al-4V titanium alloy and Inconel718 alloy. This work is carried out in the framework of the European project ENABLE ("European Network for Alloy Behaviour Law Enhancement") H2020 ITN MSCA GA N°764979. During chip formation, the material undergoes coupled, rapid and local thermomechanical loads. These thermomechanical loads, which are responsible for the appearance of shear bands, constitute a scientific barrier that needs to be overcome in order to better understand the evolution and flow of the material during machining. However, the submillimetric size of the region of interest implies technical difficulties to access it in real time. In order to simplify the problem, the orthogonal cutting configuration is retained in this study. A new orthogonal/oblique cutting and friction bench is designed to perform instrumented tests and in-situ measurements of the kinematic and thermal fields during Ti-6Al-4V and Inconel 718 chip formation. This bench allows to reach cutting speeds representative of those used in industry. Given the high speed of the physical phenomena and the submillimetric size of the region of interest, conventional optical systems cannot reveal the gradients of mechanical and thermal loads and understand the mechanisms governing the chip formation. Thus, a high-speed optical system is designed to allow a real time monitoring of the material located in the vicinity of the tool tip. The application of the digital image correlation technique allowed to determine the temporal evolution of the kinematic quantities (displacement, deformation and equivalent deformation fields) at a local scale. To allow for thermal fields measurements, a coupled optical system is designed for a synchronized acquisition of visual and thermal images. Indeed, it is based on the separation between waves in the visible spectrum and those in the infrared spectrum. A thermal calibration procedure is used to avoid problems related to the emissivity of the material. Thus, a radiometric model is identified to determine the thermal fields during chip formation. Finally, the kinematic and thermal quantities measured during the different phases of chip formation are analyzed.

**Keywords :** orthogonal cutting, high-speed optical systems, Digital Image Correlation (DIC), kinematic and thermal fields measurement.