



HAL
open science

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

Thomas Baizeau

► To cite this version:

Thomas Baizeau. 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. Génie mécanique [physics.class-ph]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2016. Français. NNT : 2016ENAM0054 . tel-01562866

HAL Id: tel-01562866

<https://pastel.hal.science/tel-01562866>

Submitted on 17 Jul 2017

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

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

École doctorale n° 432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Génie Mécanique – Procédés de fabrication "

présentée et soutenue publiquement par

Thomas BAIZEAU

le 13 décembre 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**

Directeur de thèse : **Gérard POULACHON**
Co-encadrement de la thèse : **Frédéric ROSSI**

Jury

M. Daniel DUDZINSKI, Professeur des Universités, LEM3, Université de Lorraine
M. Albert TIDU, Professeur des Universités, LEM3, Université de Lorraine
M. Rédouane ZITOUNE, Maitre de Conférences, H.D.R., ICA, Université de Toulouse
M. Thomas POTTIER, Maitre de Conférences, ICA, Mines Albi-Carmaux
M. Gérard POULACHON, Professeur des Universités, LaBoMaP, ENSAM Cluny
M. Frédéric ROSSI, Maitre de Conférences, LaBoMaP, ENSAM Cluny
M. Rémy BESNARD, Ingénieur, DRFN, CEA DAM Valduc
M. Sébastien CAMPOCASSO, Maitre de Conférences, COSMER, Université de Toulon
M. François HILD, Directeur de recherche CNRS, LMT, ENS Cachan

Président
Rapporteur
Rapporteur
Examineur
Examineur
Examineur
Invité
Invité
Invité

**T
H
È
S
E**

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

Thomas BAIZEAU
2016

Remerciements

Le manuscrit que vous tenez dans les mains synthétise trois années de recherche intense physiquement et intellectuellement qui se sont écoulées durant ces travaux de thèse. Bien que ces travaux me seront crédités, nul n'est dupe quant à l'implication d'un nombre important de personnes, de gré ou de force, dans une telle aventure. Elles ont toutes participé à leur façon, à l'aboutissement de ces travaux et ce sont ces personnes que je souhaiterais mettre en avant dans ces remerciements.

Je remercie en tout premier lieu Messieurs les membres du jury d'avoir accepté d'évaluer ces travaux de thèse, M. Albert TIDU et M. Rédouane ZITOUNE en qualité de rapporteurs, M. Daniel DUDZINSKI et M. Thomas POTTIER en tant qu'examinateurs.

Ensuite, comme il est de coutume, je commence par remercier les personnes qui m'ont encadré pendant ces travaux. En premier et de façon chaleureuse, je remercie mon directeur de thèse M. Gérard POULACHON pour son soutien durant les nombreuses difficultés administratives qui ont jalonné ces travaux. Merci aussi à lui pour la confiance qu'il m'a accordée, la liberté et l'autonomie qu'il a su me laisser et son support lors des phases de rédaction. Je pense ensuite à mon co-encadrant de thèse M. Frédéric ROSSI qui a su me montrer que la réussite d'une expérimentation complexe passe par la décomposition de celle-ci en éléments simples, où les phénomènes physiques mis en jeu sont découplés des autres au maximum. Je le remercie de n'avoir jamais douté durant les périodes les plus incertaines de ces travaux.

Bien qu'il ne fût pas officiellement dans ma direction de thèse, je souhaite remercier infiniment M. Sébastien CAMPOCASSO, dit "Campo", pour ces deux années où il a joué le rôle d'équipier durant cette longue navigation à l'aveugle. Merci à lui pour sa rigueur et son scepticisme qui m'ont forcé à pousser en permanence mes raisonnements pour le convaincre de mes démarches. Bien plus qu'un collègue, c'est un ami que j'ai rencontré.

Je pense ensuite tout naturellement à M. François HILD pour son aide inestimable sur les méthodes de corrélation d'images. Il m'a fait découvrir l'existence de ces outils durant quatre heures interminables de ma formation de master recherche. Après une heure de lutte acharnée pour comprendre les équations (indigestes) de la théorie de la corrélation d'images, j'ai posé mon stylo, me suis juré que je ne toucherai jamais à ce « truc ». Et pourtant, après avoir passé quelques heures en sa compagnie pour reprendre la théorie et me montrer les ficelles de ce puissant outil, j'ai consacré trois années à comprendre son fonctionnement, l'utiliser, puis développer des modules dédiés. Je peux finalement affirmer que j'y ai pris plaisir tout comme j'ai pris plaisir à mener ces travaux.

Mes remerciements vont également aux organismes publics et entreprises qui m'ont

soutenu techniquement et financièrement ou ont été impliqués durant ces travaux : NTN-SNR représentée par M. Éric PELLETIER et M. Éric THÉAU, l'ADEME et les Arts et Métiers ParisTech au travers du laboratoire LaBoMaP sur le campus de Cluny. Je remercie également le CEA Valduc représenté par M. Remy BESNARD pour m'avoir autorisé à utiliser leur matériel d'imagerie.

Je remercie l'ensemble des collègues doctorants pour les nombreux échanges. Je pense plus particulièrement à Lamice DENGUIR, Théo DORLIN et Christophe RAMIREZ qui ont commencé leurs travaux en même temps que les miens. Il est plaisant de savoir que nous avons commencé ensemble et que nous finissons ensemble. Je pense aussi à ceux qui sont dans le vif du sujet de leur thèse : Pierre LEQUIEN, Johan MERZOUKI et Tristan RÉGNIER.

J'adresse toute ma reconnaissance à l'ensemble des collègues personnels du campus de Cluny qui se sont retrouvés impliqués directement ou indirectement dans ces travaux. Je pense particulièrement :

À Richard BRUN, Frédéric BEY et Pascal FILIPEK pour leur aide apportée à la réalisation des nombreuses cartes électroniques ;

À Gilles DELHOMME, Gilles DETROYAT et Eric POLSINELLI pour leur aide apportée durant la réalisation des nombreuses pièces du dispositif expérimental ;

À Pierre Michel BARBIER, Aurelien BESNARD, Phillippe JACQUET, Denis LAGADRILLÈRE, Romaric MASSET, Lucas PUTIGNY et Jean QUESADA pour les nombreuses analyses des matériaux qu'ils ont conduit ou aidé à conduire. Merci également à Raphaël PESCI, du campus de Metz, pour le temps accordé aux essais (non concluants) d'analyses EBSD ;

À Guillaume FROMENTIN pour le partage de ses connaissances en acquisition et en automatisme. Merci à lui pour l'aide qu'il m'a fournie pour remettre en route la commande numérique Siemens 840D après ses nombreuses défaillances ;

À Richard CHATAIN pour l'ensemble des "tuysse" qu'il m'a prodiguées pour les aspects coupe et conception.

Je terminerai par remercier ma famille :

À mes parents, qui m'ont toujours soutenu dans mes études. Eux qui m'ont appris le goût des études et du travail ;

À ma femme, Louise, pour ton soutien inconditionnel et infailible. Je te dédie spécialement ces travaux de thèse. Merci à toi pour l'amour que tu me portes ;

À mon fils, Marius. Toi qui, pendant cette année, n'a jamais effacé tes sourires.

Table des matières

Remerciements	i
Table des matières	vi
Liste des figures	vii
Liste des tableaux	xi
Introduction générale	1
Objectifs de l'étude	1
Contexte	2
Contexte industriel	2
Contexte scientifique	6
Le tournage dur	6
Vers une simulation du procédé	12
L'acquisition de données expérimentales pour la simulation	14
Vers une mesure des champs cinématiques en usinage	16
Outils de corrélation d'images et zones d'analyse	22
Bilan	25
Organisation du mémoire	26

CHAPITRES

Chapitre 1 : Kinematic field measurements during orthogonal cutting tests via DIC with double-frame camera and pulsed laser lighting	29
1.1 Introduction	31
1.2 Experimental setup	32
1.2.1 Imaging device, settings, and calibration	32
1.2.2 Cutting test configuration	33
1.2.3 Acquisition device synchronisation	34
1.3 A priori DIC performance	35
1.3.1 Surface preparation of machined specimens	35
1.3.2 Measurement uncertainties	36
1.4 Application of DIC strategies and numerical methods for double-frame imaging to orthogonal cutting	37
1.4.1 Automatic primary shear angle measurement	37
1.4.2 Special strain calculation procedure to obtain residual strain fields induced by orthogonal cutting	37
1.5 DIC results and repeatability relative to cutting process	39
1.5.1 Primary shear zone characteristics	39
1.5.2 Displacement fields induced by cutting process	39

1.5.3	Residual strain fields resulting from the cut	40
1.6	Conclusions and Outlooks	40
1.7	Acknowledgements - References	41
	Bilan	43
Chapitre 2 : Effect of rake angle on strain field during orthogonal cutting of hardened steel with c-BN tools		45
2.1	Introduction	47
2.2	Experimental set-up	48
2.2.1	Acquisition device	48
2.2.2	Tool and machined specimen	49
2.3	Global analysis	50
2.3.1	Chip analysis and tool behaviour	50
2.3.2	Cutting force modelling	50
2.4	Field analysis	50
2.4.1	Displacement fields	50
2.4.2	Elastic FE-Modelling	51
2.4.3	Plastically deformed layer	51
2.5	Conclusions and Outlooks	51
2.6	Acknowledgments - References	52
	Bilan	53
Chapitre 3 : Cutting force sensor based on digital image correlation for segmented chip formation analysis		55
3.1	Introduction	57
3.2	Problem description	58
3.2.1	Flamant-Boussinesq solution	58
3.2.2	Model identification with measured kinematic field	59
3.2.3	Integrated approach	59
3.3	Validation of cutting force measurement	59
3.3.1	Experimental set-up with double frame sCMOS imager	59
3.3.2	Force and kinematic measurement during hard cutting	60
3.3.3	Measurement limitations	62
3.4	Serrated chip formation analysis	62
3.4.1	Experimental set-up with high speed camera	62
3.4.2	Cutting force during segments formation	62
3.4.3	Influence of cutting parameters on cutting forces	63
3.5	Conclusions and Outlooks	63
3.6	Acknowledgments - References	64
	Bilan	65
Chapitre 4 : Prediction of surface integrity using Flamant–Boussinesq analytical model		67
4.1	Introduction	69
4.2	Experimental and modelling procedures	69
4.2.1	Work material, cutting tools and parameters	69
4.2.2	Experimental set-up and parameters	70
4.2.3	Numerical models and paramaters	70
4.3	Results and discussion	71
4.3.1	Cutting forces modelling	71

4.3.2	Determination of the stress limit criterion σ_{lim}	71
4.3.3	3D modelling validation and surface integrity prediction	71
4.4	Conclusions and Outlooks	72
4.5	Acknowledgements - References	72
	Bilan	73
Conclusions et Perspectives		75
Bibliographie		79
ANNEXES		
Annexe A : Dispositif expérimental		87
A.1	Choix de la configuration de coupe orthogonale	88
A.2	Expérimentation de rabotage à grande vitesse	88
A.2.1	Principe de l'expérimentation du rabotage	88
A.2.1.1	Les configurations précédentes au sein du laboratoire	88
A.2.1.2	Gestion de l'accélération	89
A.2.1.3	Acquisition et synchronisation	89
A.2.2	Choix de la caméra et de l'éclairage	90
A.2.2.1	Éclairage continu et caméra ultra-rapide	91
A.2.2.2	Éclairage laser et caméra double-frame	92
A.2.3	Choix du système optique	94
A.3	Intégration en machine-outil	95
A.3.1	Évolution de l'intégration	95
A.3.2	Fixation et réglage du système optique	98
Annexe B : Dispositifs de synchronisation et déclenchement		101
B.1	Généralités	102
B.2	Fonctionnement	103
B.3	Réglage du trigger	104
Annexe C : Usinabilité de l'acier 100 CrMo 7 durci en chariotage		109
C.1	Choix de la nuance d'outil	110
C.2	Choix des paramètres opératoires	112
Annexe D : Module de corrélation intégrée pour la coupe		115
D.1	Principe du module	116
D.2	Modèle, théorie et équations	116
D.2.1	Problème de FLAMANT-BOUSSINESQ	116
D.2.2	Intégration dans un calcul de corrélation - théorie	117
D.2.3	Équations	118
D.3	Organisation du module	119
D.3.1	Choix du type de calcul et des paramètres de calcul	120
D.3.2	Région d'intérêt et point d'application des efforts	120
D.3.3	Cœur du calcul	122
D.4	Étude de sensibilité	122
D.4.1	Sensibilité des efforts aux paramètres élastiques	122
D.4.2	Sensibilité des champs de déplacement aux paramètres élastiques	124
D.4.3	Discussion sur les sensibilités	124
D.5	Améliorations	125
Annexe E : Le matériau 100 CrMo 7		127
E.1	Désignations et caractéristiques standard	128

E.2	Caractéristiques mesurées	128
E.2.1	Composition chimique	129
E.2.2	Microstructure et dureté	129
E.3	Paramètres élastiques	129
E.3.1	Essais de traction quasi statique	129
E.3.2	Mesures par ultrasons	131

Liste des figures

I.1	Lieux d'implantation des champs éoliens lors des deux appels d'offre du ministère de l'environnement, du développement durable et de l'énergie [Ministère de l'environnement de l'énergie et de la mer, 2014].	3
I.2	Implantation des roulements dans une éolienne.	3
I.3	Roulement double rangée de rouleaux coniques.	5
I.4	Processus simplifié de fabrication des bagues de roulement.	5
I.5	Représentation latérale d'un copeau d'acier dur festonné en formation lors d'une opération de coupe orthogonale.	10
I.6	Evolution de la morphologie d'un copeau d'acier 100Cr6 en fonction de la dureté de la pièce et de la vitesse de coupe, d'après POULACHON et MOISAN [Poulachon and Moisan, 1998].	10
I.7	Principe de la discrétisation d'arête selon CAMPOCASSO [Campocasso, 2013].	14
I.8	Chronogramme de fonctionnement des systèmes double-frames (caméra + laser).	21
I.9	Exemples d'images obtenues par (a) ZHANG et al. [Zhang et al., 2017], (b) ARRIOLA et al. [Arriola et al., 2011], (c) POTTIER et al. [Pottier et al., 2014] et (d) HIJAZI et MADHAVAN [Hijazi and Madhavan, 2008].	22
I.10	Principe de la corrélation d'images : cas 1D.	24
1.1	Experimental setup for orthogonal cutting testing	33
1.2	Polished and indented specimen used for scaling and laser intensity tuning	33
1.3	Schematic of acquisition and synchronisation device	34
1.4	Schematic of experimental time chart	34
1.5	Examples of surface preparations: (a) Etched or blasted at (b) 1, (c) 2, or (d) 5 bar	35
1.6	Uncertainty maps in z-direction for two specimens subjected to different surface preparations: (a) Etched; (b) Blasted under 1-bar pressure	36
1.7	Displacement field in primary shear zone for automatic measurement of shear angle	37
1.8	Protocol for residual strain field calculation in order to manage cut-induced partial vanishing of material	38
1.9	Displacement fields induced during cutting process ($V_c = 90$ m/min, $h = 0.1$ mm) of 1-bar micro-blasted sample: Mean values in (a) x- and (b) z-directions; Standard deviations in (c) x- and (d) z-directions. All results are for 10 repetitions	40
1.10	Equivalent strain generated by cut versus depth (1-bar blasted surface): (a) Mean value and standard deviation along z-axis of ε_{eq} field for repetition 1; (b) Line-by-line mean values of repetitions 1 to 10 and plastic limit determination	40
2.1	Principle of the experimental set-up	48

2.2	Grey-level distribution	49
2.3	Cutting tool holder and insert	49
2.4	Elastic finite element modelling representation	51
2.5	Displacement fields simulated by elastic modelling along: (a) x-direction; (b) z-direction; measured along: (c) x-direction; (d) z-direction, for $h = 0.1$ mm, $\gamma_n = -7^\circ$	51
3.1	Schematic view of the observed hard planing operation	58
3.2	Parameterization of Flamant–Boussinesq problem	58
3.3	Principle of the experimental set-up with double frame imager	60
3.4	Cutting test chronogram	60
3.5	Cutting force measurements: (a) cutting force, (b) thrust force, (c) meanvalues over ten trials	60
3.6	Analysis of trial 6. Displacement field (a) measured with Q4-DIC, (b) estimated by subsequent identification, (c) measured by integrated DIC	61
3.7	Analysis of trial 6. (a) Relative error map of the identification procedure vs. Q4-DIC. (b) Relative error map of I-DIC vs. Q4-DIC	61
3.8	Evolution of cutting forces during 4 segments formation; $V_c = 1$ m/s, $h = 0.10$ mm	62
3.9	Chip segment formation with the current resultant force in orange and the other images forces in purple for (a) image 9 to (i) 17; $V_c = 1$ m/s, $h = 0.10$ mm	63
4.1	Cutting tests configurations: (a) orthogonal cutting with linear cutting edge and (b) 3D-planing with round cutting edge	69
4.2	Planing test set-up	70
4.3	Parametrisation of Flamant–Boussinesq problem	70
4.4	Flowchart of the proposed hybrid approach	70
4.5	Determination of the plastically affected depth with the equivalent strain calculation for orthogonal cutting tests	71
4.6	Distribution of Von Mises equivalent stress in the work material for the orthogonal cutting test ($h = 0.08$ mm), obtained by the FB model	71
4.7	3D representation of the Von Mises equivalent stress (σ_{eqvm}) field in the work material induced by a cutting edge discretised with 800 segments	71
4.8	Maximal stress in the yz-plane. Stresses values higher than the stress criterion are represented in black	72
4.9	Mean hardness measurements in the specimen after 3D-planing (cutting conditions: $f = 0.2$ mm, $a_p = 0.2$ mm, $V_c = 90$ m/min)	72
4.10	Représentation de zone de plastification résiduelle induite par différentes conditions de coupe.	73
A.1	Principe de fonctionnement du matériel d’acquisition et de synchronisation dans la configuration camera rapide.	91
A.2	Dispositif d’éclairage continu de la scène.	92
A.3	Cartes électroniques d’alimentation et de pilotage analogique des LEDs de puissance servant à l’éclairage de la scène : (a) implantation des composants, (b) schéma électronique.	93
A.4	Éclaté du montage de l’objectif sur les caméras.	95
A.5	Expérimentation sur marbre optique avec un adaptateur objectif-caméra réalisé pour la phase de mise au point.	96

A.6	Intégration dans la machine des dispositifs expérimentaux complets en configuration (a) et (c) double-frame, (b) et (d) caméra rapide.	97
A.7	Mesure d'efforts de coupe durant la coupe en rabotage de l'acier 100 CrMo 7 traité à 55 HRc , $V_c = 120 \text{ m.min}^{-1}$, $h = 0.1 \text{ mm}$	99
A.8	Représentation de la déformation de la rehausse dans son premier mode vibratoire.	99
A.9	Empilement des éléments de réglage et fixation des caméras : (a) SA-Z, (b) imager sCMOS.	100
B.1	Évolution temporelle schématique des entrées-sorties du trigger.	103
B.2	Schéma du shield de déclenchement.	104
B.3	Vues du boîtier trigger.	105
B.4	Feuille de calcul de réglage de la position de déclenchement.	105
B.5	Interface graphique de réglage du trigger.	106
B.6	Circuit électronique du shield de déclenchement.	107
C.1	Courbe d'évolution de l'usure en dépouille (VB) lors de différents essais d'usure en fonction du temps et de la longueur usinée.	111
C.2	Plan d'expériences pour la détermination des paramètres opératoires optimaux. Les paramètres testés sont en violet avec une courbe d'iso $h_{max} = 30 \mu\text{m}$ en orange.	113
C.3	Évolution de l'effort spécifique de coupe K_C lors des différents essais de qualification en fonction de h_{max}	113
D.1	Principe de fonctionnement du module de corrélation d'images intégrée développé pour la coupe.	117
D.2	Représentation du problème de FLAMANT-BOUSSINESQ.	118
D.3	Paramétrage du problème de FLAMANT-BOUSSINESQ.	119
D.4	Interface graphique pour le choix (a) du type de résolution choisie, (b) ses paramètres expérimentaux.	121
D.5	Étude de la vibration d'un outil de rabotage par corrélation d'images locale lors de la coupe d'un titane traité beta, $V_c = 10 \text{ m.min}^{-1}$, $h = 0.010 \text{ mm}$	122
D.6	Images de la coupe utilisées pour l'analyse de sensibilité de la corrélation intégrée à $V_c = 90 \text{ m/min}$, $h = 0.1 \text{ mm}$, $b = 2.52 \text{ mm}$	123
D.7	Position du point d'application de la charge (cible verte) et de la zone d'intérêt (rectangle vert) pour la corrélation d'images.	124
D.8	Sensibilité des champs de déplacement pour un pourcent de variation du coefficient de Poisson.	125
E.1	Observation métallographique de l'acier 100 CrMo 7 après polissage et attaque chimique au nital pendant 5 s.	129
E.2	Essai de traction instrumenté.	130
E.3	Caractéristiques mécaniques élastiques de l'acier 100 CrMo 7 relevées par un essai de traction.	131
E.4	Plan de la cale de mesure des propriétés élastiques par ultrasons.	132

Liste des tableaux

I.1	Propriétés physico-chimiques des principaux matériaux d'outils employés en usinage d'après MONTEIRO [Monteiro et al., 2013].	8
I.2	Principales configurations expérimentales.	19
I.3	Principales configurations d'imagerie en usinage.	20
1.1	Influence of micro-blasting pressure or etching on surface texture	35
1.2	Number of ZOI satisfying correlation radius criterion for three element sizes l : 6, 8, and 10 pixels	35
1.3	Uncertainty analysis of specimen preparations based on 30 images of the same area, analysed using DIC	37
1.4	Comparison between primary shear angles that were automatically detected, measured from the line between the root of the chip and the tool tip for 10 analysed tests, and predicted using the Merchant and the Lee and Shaffer models	39
1.5	Cutting force mean values and standard deviations for 10 trials per unit length of rectilinear edge	39
2.1	Cutting tool characteristics	49
2.2	Chip morphology	50
2.3	Identified coefficients for the cutting force f_c with the maximal relative error RE_{max} and the mean relative error RE_{mean}	50
2.4	Identified coefficients for the thrust force f_p with the maximal relative error RE_{max} and the mean relative error RE_{mean}	50
2.5	U_x displacement fields between $P1_{f_0}$ and $P2_{f_0}$	50
2.6	U_z displacement fields between $P1_{f_0}$ and $P2_{f_0}$	51
2.7	Measurement of the plastically deformed layer by DIC	52
2.8	Measurement of the plastically deformed layer by optical observation	52
3.1	Effect of the cutting speed V_c and the uncut chip thickness h on mean cutting forces, fluctuation amplitude due to serrated chip formation and segments formation frequency	63
4.1	Cutting force model coefficients and accuracy	71
3.1	Caractéristiques des nuances de c-BN utilisées pour les essais d'usure.	110
4.1	Valeur des paramètres testés et résultat sur les efforts pour l'analyse de sensibilité de la corrélation d'images aux paramètres du matériau.	123
4.2	Sensibilité de la mesure d'efforts aux paramètres matériau.	123
5.1	Différentes désignations de l'acier 100 CrMo 7 [ASM, 1995].	128
5.2	Composition du 100 CrMo 7 selon la norme ISO 683-17 [ISO:683-17, 2014].	128
5.3	Propriétés physiques et mécaniques à 20 °C du 100 CrMo 7 durci à 62 HRC [Guo and Sahni, 2004].	128
5.4	Composition chimique de l'acier 100 CrMo 7 utilisé dans cette étude.	129

Introduction générale

Objectifs de l'étude

La réalisation d'une pièce mécanique repose sur l'enchaînement de plusieurs procédés de fabrication dont l'usinage par enlèvement de copeaux est souvent le dernier appliqué. Il permet d'obtenir une qualité géométrique et surfacique répondant aux spécifications imposées par les bureaux d'études.

Cependant, en fonction des conditions opératoires, cette opération induit des modifications mécaniques et métallurgiques du matériau de la pièce. Bien que situées proche de la surface, ces modifications peuvent détériorer grandement la tenue en service (résistance à la rupture, corrosion...) de la pièce [Moussaoui et al., 2015, Gravier et al., 2012]. C'est pourquoi, la garantie de "l'intégrité de surface" induite par l'usinage est fortement étudiée, en vue de sa maîtrise. Le verrou majeur de la prédiction de la tenue en service des pièces réside dans la compréhension et la modélisation performante de l'opération d'usinage et donc des phénomènes physiques atypiques mis en jeu.

L'objectif de ce travail est de caractériser les champs cinématiques induits par un outil dans la matière usinée en vue de la prédiction de l'intégrité de surface générée. Du fait des cinétiques importantes de chauffe et des déformations mises en jeu durant l'usinage, peu de dispositifs expérimentaux sont en mesure de reproduire sur éprouvette les conditions thermo-mécaniques rencontrées. Pour cela, il est nécessaire de développer des outils expérimentaux (matériels) et numériques (logiciels) permettant l'observation in-situ, ainsi que l'analyse et la modélisation des phénomènes mécaniques en pointe d'outil et en sous-surface durant un essai d'usinage. Ils devront permettre d'observer les champs cinématiques dans une zone caractéristique millimétrique, où les taux et les vitesses de déformation sont importantes.

Au regard du partenariat industriel de cette étude, une attention particulière sera portée sur l'usinage d'un acier traité 100 CrMo 7 à l'outil c-BN, couramment utilisé pour la fabrication des roulements.

Contexte

Contexte industriel

Une des sources d'énergie verte actuellement plébiscitée est l'énergie éolienne off-shore qui présente un fort potentiel. Ainsi, les industriels innovent chaque jour dans ce domaine pour proposer des installations de plus en plus puissantes, éloignées des côtes, augmentant les performances, mais aussi les coûts de fabrication, d'installation, de maintenance et de démantèlement de ces générateurs. Cet accroissement entraîne une augmentation des dimensions de la plupart des composants, et parmi eux, les roulements.

Les premiers modèles de turbines off-shore étaient des éoliennes terrestres posées en mer. Les industriels ont progressivement développé des unités plus adaptées à l'environnement marin et à ses contraintes spécifiques : le vent est plus fort en mer que sur terre, les besoins de maintenance sont accrus et l'accessibilité très dépendante des conditions météorologiques. La mer offre par ailleurs des avantages qui font l'attractivité de cette technologie : moins de conflits d'usage et des vents plus réguliers et puissants qu'à terre, permettant de produire jusqu'à 60 % d'énergie en plus que dans le cas des éoliennes terrestres. Ces perspectives de productivité ont incité le ministère de l'environnement et du développement durable et de l'énergie à lancer un large appel d'offre pour l'implantation massive d'éoliennes en mer. Grâce à deux appels d'offres, l'état Français compte sur une production de plus de 2 GW sur les quatre sites du premier appel d'offre et 1 GW sur le second, comme le montre la figure I.1. Le but est d'atteindre l'objectif de 23 % de la production française d'énergie sous forme renouvelable d'ici 2020.

Aujourd'hui, les éoliennes off-shore existantes ont une puissance pouvant aller jusqu'à 6 MW mais des prototypes de 7, 8 et 10 MW ont été annoncés par les constructeurs. Le diamètre du rotor peut atteindre 170 mètres, faisant de l'éolienne off-shore une machine tournante parmi les plus grandes au monde. Afin d'assurer la liaison des pièces tournantes présentes, une éolienne possède environ 50 roulements de tailles et fonctionnalités distinctes comme le montre la figure I.2.

Les roulements sont des composants essentiels pour la fiabilité des éoliennes. Le marché européen des roulements pour l'éolien (qui représente plus de 80 % du marché mondial sur ce segment de produit) est dominé par 3 principaux acteurs, tous étrangers. C'est pourquoi le projet WindProcess vise à :

- développer en France une expertise sur les procédés de fabrication des roulements de grandes dimensions destinés aux applications éoliennes ;
- développer en France une filière industrielle de production de ces roulements ;
- améliorer la fiabilité et la performance des roulements éoliens en développant des solutions spécifiques.

Au travers de ce projet, NTN-SNR, partenaire industriel et coordinateur du projet, AMVALOR (anciennement ARTS), association de valorisation et transfert technologique, et le LaBoMaP, laboratoire de recherche en usinage des Arts et Métiers ParisTech de Cluny, visent cinq grandes phases ; les trois premières permettront la validation des caractéristiques du produit et des procédés industriels. Au cours de chacune de ces étapes,

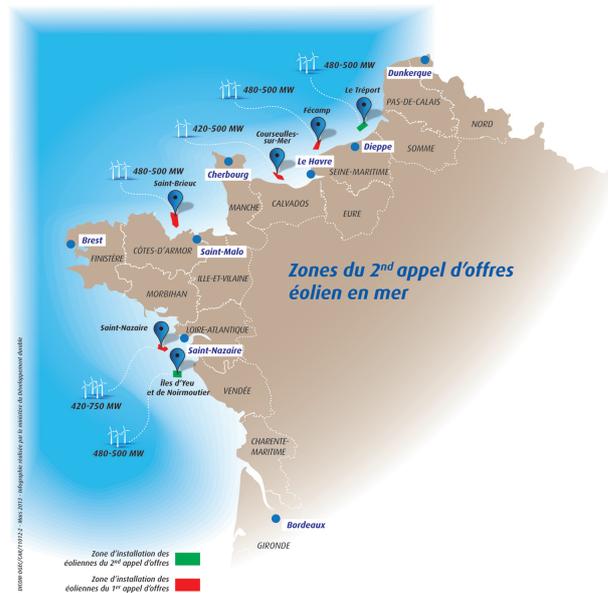


Figure I.1 – Lieux d’implantation des champs éoliens lors des deux appels d’offre du ministère de l’environnement, du développement durable et de l’énergie [Ministère de l’environnement de l’énergie et de la mer, 2014].

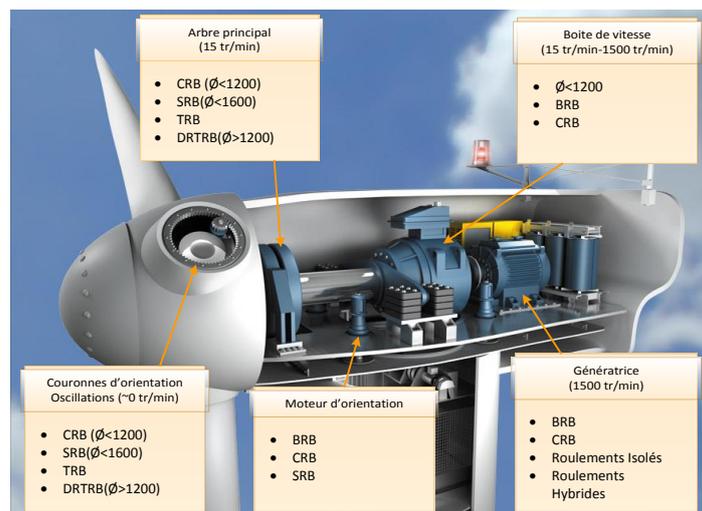


Figure I.2 – Implantation des différents types de roulements selon leur zone d’implantation et de fonctionnalité. (BRB = roulement à billes; CRB = roulement à rouleaux cylindriques; TRB = roulement à rouleaux coniques; SRB = roulement sphérique) [NTN-SNR, 2014].

un palier d'augmentation de la taille des roulements sera franchi, débutant à 600 mm pour aller jusqu'à 4 mètres de diamètre. La quatrième phase se composera de la réalisation d'un prototype de roulement de la dernière plage dimensionnelle (3 à 4 mètres de diamètre) et les essais de validation sur une éolienne ainsi que du retour d'expertise suite à ces essais. Enfin la cinquième phase concerne la construction de l'usine de production des roulements dans lequel seule l'entreprise NTN-SNR est impliquée.

L'ensemble du projet est labellisé par l'ADEME dans le cadre du programme énergies décarbonées des projets investissements d'avenir (PIA). Des retombées à la fois économiques et sociales mais aussi environnementales sont attendues puisque :

- le projet permettra la création d'emplois industriels en France pour la production de roulements de grandes dimensions destinés aux applications éoliennes (environ 60 emplois pendant la durée du projet et 70 supplémentaires en phase d'industrialisation) ;
- des procédés industriels, notamment le traitement thermique, moins énergivores seront développés. Ces procédés permettront un gain de 2 % de la matière engagée et environ 97 % de diminution d'énergie électrique consommée par rapport aux procédés classiques de réalisation de roulements d'une telle dimension.

Enfin, mais surtout, ce projet se place sous le signe de l'innovation car il vise à employer :

- un nouveau procédé de traitement thermique moins énergivore ;
- le tournage dur sur certaines surfaces actives des roulements ;
- le perçage vibratoire profond ;
- un procédé innovant d'obtention des états de surface.

Le roulement d'étude est le roulement d'arbre principal (figure I.3). Cette pièce mécanique lie la partie mobile : rotor et pâles, à la partie fixe : nacelle (figure I.2). Il doit présenter une durée de vie de 20 ans (durée d'exploitation d'une éolienne) car aucune opération de maintenance n'est envisageable pour des questions de coûts. Ce roulement est constitué de deux rangées de rouleaux coniques maintenus ensemble par une cage. Ces éléments roulants sont insérés entre la bague extérieure dite bicuvette, et les deux bagues intérieures dites cônes. Le réglage du jeu du roulement ainsi que l'assemblage se fait par le biais d'une entretoise appairée. Les rouleaux coniques vont rouler sur les chemins de roulement situés sur la bicuvette et le cône. Ainsi, c'est au travers de ces surfaces fonctionnelles que l'ensemble des efforts mécaniques va transiter entre la partie mobile et la partie fixe. Il est donc naturel qu'une attention particulière soit apportée à la réalisation et à la préparation de ces surfaces.

Ces surfaces sont générées par un processus complexe comprenant des étapes de fonderie, de forgeage, de traitement thermique, d'usinage et de rectification, dont le but est de garantir une géométrie, une intégrité des surfaces et des sous-surfaces, des caractéristiques physico-chimiques et mécaniques données qui peuvent être synthétisées comme suit :

- une tolérance générale de forme des parties actives de 1 μm ;
- un état de surface $R_a=0,1 \mu\text{m}$;
- un profil de contraintes résiduelles en compression ;
- une microstructure de l'acier maîtrisée (absence de "couches blanches" et de "brûlures") ;
- une dureté de la surface de 63 HRc.

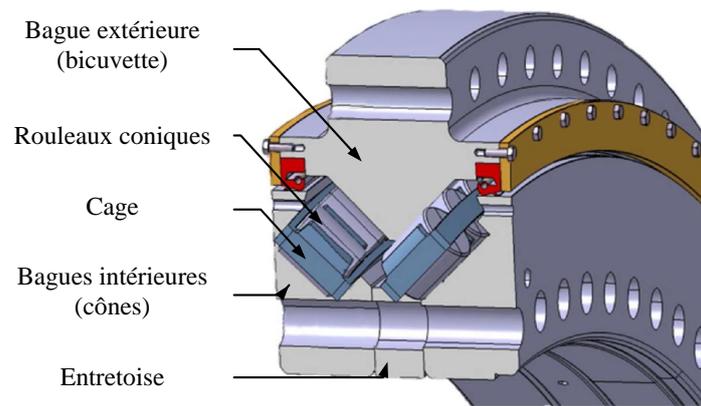


Figure I.3 – Roulement DRTRB de l'étude (vue en coupe) [NTN-SNR, 2014].

Chaque étape de fabrication va modifier une ou plusieurs des caractéristiques énoncées précédemment afin d'obtenir la surface finale. Ainsi, il existe une hérédité de chacune des étapes de transformation sur la suivante.

La gamme générale employée pour la fabrication d'une bague de roulement (synthétisée en figure I.4) est composée des phases suivantes :

- coulée d'une billette de 70 t d'acier 100 CrMo 7 ;
- forgeage d'une ébauche de $\varnothing 700$ mm ;
- découpe en rondelles de masse équivalente au roulement brut ;
- pressage de la rondelle et poinçonnage du centre ;
- bigornage d'un tore de section rectangulaire et de diamètre 4 m ;
- laminage circulaire de l'ébauche et du profil ;
- traitement thermique de normalisation et de trempe de l'ébauche pour obtenir la dureté à cœur de 30 – 35 HRc ;
- écroûtage par tournage de l'ébauche ;
- traitement thermique superficiel des parties actives ;
- tournage de la bague sauf des parties actives ;
- tournage dur des parties actives ;
- perçage des trous de fixation ;
- rectification des parties actives ;
- lavage ;
- contrôle géométrique et dimensionnel.

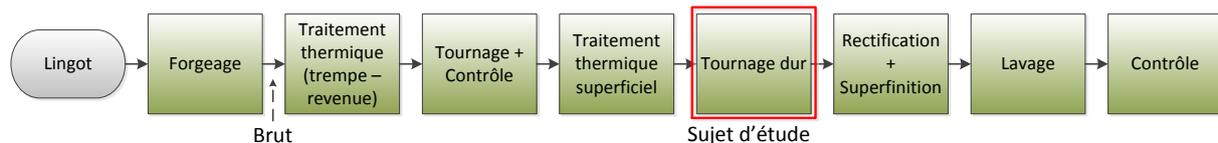


Figure I.4 – Processus simplifié de fabrication des bagues de roulement.

Les dernières étapes de fabrication, dont le tournage dur, vont présenter le plus de risques de modifications irréversibles des propriétés de la surface. Le roulement ayant déjà subi de nombreuses étapes du processus de fabrication, une forte valeur ajoutée lui a

été conférée. Chaque opération doit donc être maîtrisée afin de ne pas rebuter l'ébauche coûteuse.

Nous nous permettrons cependant de rappeler que le contexte du projet a fortement évolué durant la première année des travaux de thèse : le projet WindProcess a été abandonné par le partenaire industriel au cours de cette année de travaux de recherche. Cet arrêt fait suite aux difficultés financières rencontrées par le fabricant d'éolienne. Il a décidé d'externaliser sa filière éolienne, et c'est alors que la conception avec un unique roulement de grandes dimensions a évolué vers une configuration avec plusieurs roulements de dimensions inférieures. Les travaux sur les roulements de grandes dimensions n'étaient donc plus nécessaires. L'ADEME a par la suite naturellement stoppé le financement de ce projet. La liberté de recherche induite par cet arrêt, combinée à la volonté du laboratoire de poursuivre ces travaux, a permis une réorientation vers une approche de recherche plus en amont, tout en gardant le contexte d'usinage dur. Enfin, la concomitance temporelle de ces travaux de thèse avec le projet de post-doctorat de Sébastien CAMPOCASSO sur le développement d'une expérimentation de mesure de champs cinématiques en coupe orthogonale par imagerie double-frames et éclairage laser pulsé, pour le projet "UsiCorSurf", a conduit à des développements mutualisés. Le projet UsiCorSurf, porté par le LaBoMaP, le CEA Valduc et l'institut Carnot ARTS, vise à prédire, par simulation numérique, les propriétés surfaciques et sub-surfaciques du cuivre pur Cu-OFE.

Quel que soit le contexte technique et économique, extrêmement exigeant, il apparaît qu'il est primordial de pouvoir prédire convenablement l'intégrité de surface engendrée par les opérations d'usinage et notamment dans le cas des pistes de roulement de grandes dimensions issues de l'opération de tournage dur.

Contexte scientifique

Le tournage dur

L'étude du tournage dur est récente [Tönshoff et al., 2000, Bartarya and Choudhury, 2012] car cette technique a été tributaire de la possibilité de fabriquer des outils usinants réalisés en matériaux extra-durs. Une opération de tournage est qualifiée par le terme "tournage dur" lorsque le matériau usiné a une dureté comprise entre 45 HRc et 68 HRc et non pas lorsque l'opération présente une difficulté accrue. Cela n'élimine pas le fait que le tournage dur présente de nombreuses problématiques.

Les outils employés sont majoritairement en c-BN. Suite à la possibilité de synthèse de ce matériau extra-dur de façon expérimentale, puis industrielle [Vel et al., 1991] dans les années 1970, la conscience industrielle de l'intérêt économique puis environnemental du tournage dur a émergé seulement dans les années 1990. C'est alors que les études sur le tournage dur se sont intensifiées.

Il en résulte que cette technique permet soit de se substituer ou soit d'être complémentaire à la rectification. En effet, elle est placée en aval du traitement thermique et donc comme la rectification, elle permet d'éliminer les aléas de celui-ci (déformations macroscopiques majoritairement). Des comparaisons entre les deux techniques ont été

réalisées par différents auteurs [Tönshoff et al., 2000, Barbacki et al., 2003, Guo and Sahni, 2004, Poulachon, 2004]. Il faut noter que le tournage dur est attractif pour :

- le gain de productivité qu'il permet grâce à un taux d'enlèvement de matière trois à quatre fois plus important que la rectification ;
- l'état de surface peut atteindre des rugosités $R_a=1 \mu\text{m}$;
- les investissements plus faibles qu'il engendre ;
- le retraitement plus aisé des déchets (copeaux en tournage dur à comparer aux boues en rectification).

Néanmoins dans des applications extrêmement exigeantes du point de vue de l'intégrité de surface et maîtrise des tolérances telle que la fabrication de roulements de grandes dimensions, le tournage dur est largement évité car généralement :

- le profil de contraintes résiduelles est faiblement en compression en surface et en forte tension en sous-surface [Umbrello and Filice, 2009, Umbrello et al., 2010a, Umbrello and Rotella, 2012] ;
- le processus de fabrication peut induire la formation de "couches blanches" néfastes pour la tenue en fatigue des pièces [König et al., 1993, Chou and Evans, 1999, Poulachon and Moisan, 2000, Ramesh et al., 2005, Chou and Song, 2005, Ramesh and Melkote, 2008, Umbrello and Filice, 2009, Beekhuis et al., 2012] ;
- des erreurs géométriques et dimensionnelles sont produites à cause des efforts importants et de la température élevée générée par l'enlèvement de matière [Brinksmeier et al., 2007, Beekhuis et al., 2012].

Les études réalisées sur le tournage dur d'acier à roulement se focalisent presque exclusivement sur le 100 CrMo 7, la coupe est réalisée principalement à grande vitesse, à faibles profondeur de passe et avance. La vitesse de coupe V_c est principalement comprise entre 100 m.min^{-1} et 250 m.min^{-1} [Poulachon and Moisan, 1998, Chou and Evans, 1999, Tönshoff et al., 2000], l'avance f entre $0,05 \text{ mm.tr}^{-1}$ et $0,2 \text{ mm.tr}^{-1}$, alors que la profondeur de passe a_p n'excède généralement pas $0,2 \text{ mm}$. Ces paramètres opératoires sont généralement issus d'une procédure de COM [NF-E:66-520, 1997] (Couple Outil Matière) visant à déterminer le bon jeu de paramètres opératoires (en tournage : la vitesse de coupe V_c , la profondeur de passe a_p et l'avance par tour f) pour une géométrie d'outil donnée et un lot matière donné [Poulachon and Moisan, 1998, Poulachon, 1999, Ramesh et al., 2005, Umbrello and Filice, 2009]. Ce jeu de paramètres peut être optimisé par rapport à l'usure de l'outil, l'état de surface, l'intégrité de surface ou les efforts de coupe.

Le tournage dur étant réalisé à haute vitesse de coupe dans un matériau dont la dureté excède 45 HRc , il nécessite des outils durs ou extra-durs présentant une haute résistance mécanique, une haute dureté à chaud et une grande stabilité physico-chimique sur une large plage de température. Trois grandes familles d'outils permettent de répondre aux exigences du tournage dur :

- les carbures revêtus ;
- les céramiques ;
- les nitrures de bore cubique (c-BN).

Les outils en diamant ne sont pas employés dans le cas du tournage dur à cause de l'affinité chimique entre les aciers et le diamant à haute température. Cela se traduit par une usure prématurée par graphitisation et diffusion alors qu'ils présentent les propriétés

les plus intéressantes en termes de résistance à l'abrasion par rapport aux autres matériaux comme le montre le tableau I.1.

Désignation	Densité (g.cm^{-3})	Dureté Knoop (GPa)	Résistance à la compression (GPa)	Conductivité thermique ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)	Dilatation thermique ($10^{-6}.\text{K}^{-1}$)
c-BN	3.45	45	5.33	740	1.2
Diamant	3.51	57 – 104	8.68	600 – 2000	1.5 – 4.8
WC	14.7	13	4,5	100	5.4
SiC	3.20	32	3.9	120	4.0

Tableau I.1 – Propriétés physico-chimiques des principaux matériaux d'outils employés en usinage d'après MONTEIRO [Monteiro et al., 2013].

Les carbures revêtus (carbure de tungstène dans un liant cobalt, WC-Co) sont principalement employés pour l'usinage des matériaux présentant soit de la coupe aux chocs, soit des duretés de matériaux usinés inférieures à 45 HRc. Ils présentent l'avantage d'être économiquement très attractifs malgré leur faible durée de vie dans ces applications.

Les céramiques (souvent des oxydes d'aluminium Al_2O_3) ont des propriétés physico-chimiques très stables sur une large plage de température et une faible densité. Ainsi, elles présentent une température d'utilisation bien supérieure aux autres familles d'outils, ce qui les prédestine pour le tournage dur jusqu'à 63 HRc. Cependant, leur ténacité est très nettement inférieure aux outils des autres familles. Les céramiques sont donc contre-indiquées dès lors que l'opération d'usinage présente de la coupe aux chocs. De plus, en raison de leurs fortes affinités chimiques, elles ne conviennent pas à l'usinage de métaux réagissant avec l'alumine tels que les alliages d'aluminium et de titane. Les céramiques utilisées dans le cas du tournage dur sont principalement :

- les céramiques mixtes Si_3N_4 (de couleur noire) ;
- les céramiques dites pures Al_2O_3 (de couleur blanche) ;
- les céramiques Wiskers présentant des renforts fibreux métalliques (de couleur verte).

Le nitrure de bore sous sa forme cubique (c-BN), réseau cubique identique au diamant, est un matériau purement de synthèse ayant été produit pour la première fois en 1957 par General Electric, peu de temps après l'obtention du premier diamant synthétique (1954). Il a été commercialisé seulement à partir de 1969 et a été employé pour l'usinage à partir du milieu des années 1970 [Vel et al., 1991]. Aujourd'hui, seules quelques entreprises sont en mesure de les produire (General Electric - États-Unis, Sumitomo - Japon, Element Six - Afrique du Sud, Saint Petersburg Abrasive - Russie, IFTT - Belarussie et ISM - Ukraine) alors que la quasi-totalité des fabricants d'outils proposent des plaquettes en c-BN permettant d'usiner des matériaux ayant des duretés jusqu'à 70 HRc. Avec sa résistance à l'abrasion 50 fois supérieure aux carbures et cinq fois supérieure aux céramiques, le c-BN présente une parfaite stabilité physico-chimique jusqu'à 1400 °C et peut donc supporter des températures allant jusqu'à 3000 °C [Vel et al., 1991, Monteiro et al., 2013]. Il présente, de plus, une excellente conductivité thermique le rendant particulièrement intéressant dans le cas de l'usinage des matériaux réfractaires. Pour la coupe, les outils dits c-BN sont en réalité un composite constitué de particules de c-BN de grosseur de grain défini et d'un liant métallique constitué de nitrures, de carbures, de carbonitrures, de

borures (d'aluminium ou de titane) ou encore d'un liant céramique. Les compositions des outils sont jalousement gardées secrètes par les fabricants. Deux groupes d'outil c-BN se distinguent cependant :

- les outils c-BN dits "purs", dont la teneur en c-BN tend vers 90 % avec un liant à base d'aluminium ($AlB_2 - AlN$). Ils possèdent de grandes résistances mécaniques et aux chocs. Ils sont donc majoritairement employés durant les travaux d'ébauche et de coupe fortement interrompue (aux chocs) ;
- les outils c-BN dits "mixtes" métal/céramique, dont la teneur en c-BN est inférieure à 70 % avec un liant mixte intermétallique ou céramique ($AlN, AlB_2, TiN, TiC, Ti(CN), WCo$). Ces compositions permettent d'allier le bon pouvoir conducteur thermique, la résistance aux chocs des liants métalliques et la bonne tenue à l'usure thermo-chimique des liants céramiques. Ainsi, ces nuances sont employées surtout pour la coupe continue à haute vitesse de coupe.

Le résultat le plus visible de l'utilisation d'un outil de coupe dans un matériau est la formation d'un copeau. Alors qu'il est quasi exclusivement destiné au recyclage, le copeau ainsi que son mécanisme de formation a fait l'objet de nombreuses études. Les théories les plus classiques sont celles de ERNST et MERCHANT (consultée à la référence suivante : [Oxley, 1962]), de LEE et SHAFFER [Lee and Shaffer, 1951] ou encore de OXLEY [Oxley, 1989]. Cependant, elles traitent de la formation de copeaux continus alors que le tournage d'acier dur génère des copeaux fortement festonnés [Poulachon and Moisan, 1998, Shaw and Vyas, 1993] comme représenté en figure I.5. Bien que l'angle de coupe, γ , de dépouille, α , l'épaisseur coupée, h , et les différentes zones caractéristiques de la coupe sont identiques, les mécanismes de formation sont bien différents. Contrairement à la formation de copeaux continus où le plan de cisaillement primaire (incliné d'un angle ϕ par rapport à la vitesse de coupe V_c) progresse avec l'outil, ici apparaît une succession discontinue de bandes de cisaillement adiabatique. Le glissement du copeau au niveau de ces bandes est dû, d'après les recherches de SHAW [Shaw and Vyas, 1993] et de POULACHON [Poulachon, 1999], à l'apparition et la propagation d'une fissure dans cette zone. Il en résulte la formation de copeaux festonnés constitués de matière transformée métallurgiquement par : le cisaillement primaire (en orange sur la figure I.5) et le cisaillement secondaire entre le copeau et la face de coupe de l'outil (en bleu sur la figure I.5) ; et une partie de matière où les caractéristiques du matériau de base sont retrouvées. La haute fréquence de formation des festons, plusieurs dizaines de kHz, est dépendante des paramètres opératoires et du matériau [Poulachon and Moisan, 1998]. Enfin, la présence ou non du festonnement est largement dominée par la dureté initiale du matériau ainsi que la température dans la zone de coupe comme montré à la figure I.6.

Les conditions extrêmes de température et de contraintes régnant dans ces différentes zones : primaire, secondaire et tertiaire (entre la face de dépouille et la surface finie) conduisent à la modification de l'intégrité de la surface et sous-surface de la pièce. La modification la plus caractéristique et caractérisée en usinage dur est appelée "couche blanche"¹. Elle se réfère à l'aspect visuel d'une épaisseur d'acier apparaissant blanche lors d'une observation microscopique après attaque au nital de l'échantillon. Dans le cadre des procédés de fabrication, ZENER et HOLLOMON [Zener and Hollomon, 1944] furent les premiers à la

1. Cette désignation est apparue lors de la première mise en évidence de celle-ci en 1912 par STEAD [Stead, 1912] lors d'étude micro-métallographique, d'après GRIFFITHS [Griffiths, 1987]

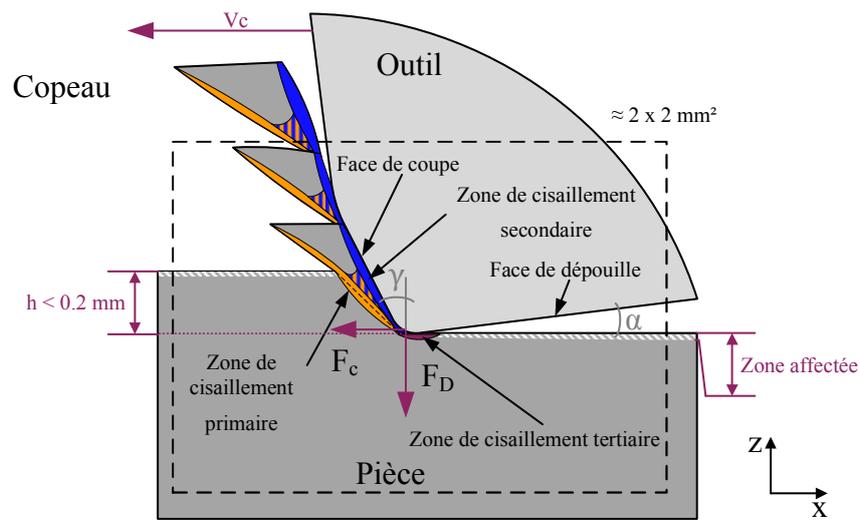


Figure I.5 – Représentation latérale d'un copeau d'acier dur festonné en formation lors d'une opération de coupe orthogonale.

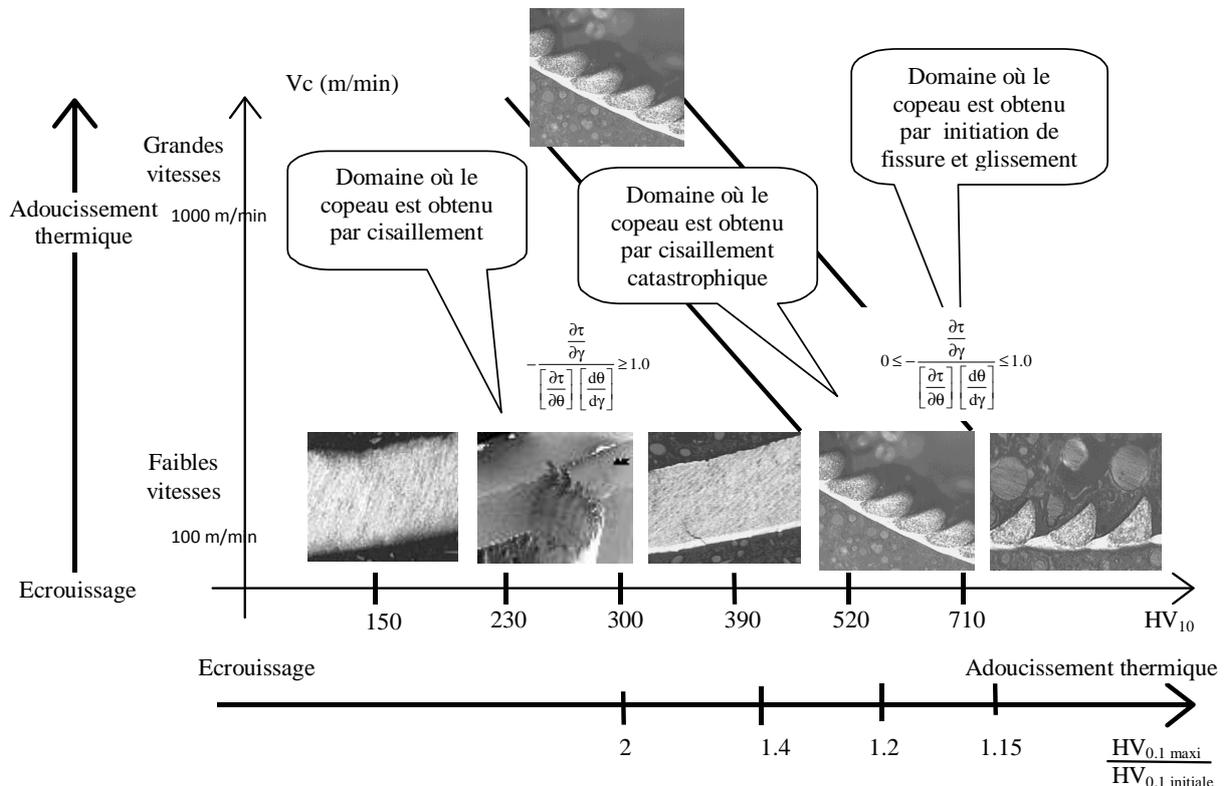


Figure I.6 – Evolution de la morphologie d'un copeau d'acier 100Cr6 en fonction de la dureté de la pièce et de la vitesse de coupe, d'après POULACHON et MOISAN [Poulachon and Moisan, 1998].

présenter en 1943, lors de travaux sur le poinçonnage, puis TARASOV [Tarasov, 1946] en 1946 en rectification. Les couches blanches ont été observées dans différents domaines : le contact roue-rail, l'usinage [Poulachon and Moisan, 1998, Chou and Evans, 1999, Poulachon, 1999, Poulachon and Moisan, 2000, Chou and Song, 2003, Guo and Sahni, 2004, Chou and Song, 2005, Ramesh et al., 2005, Umbrello and Filice, 2009], la rectification [Tarasov, 1946, Guo and Sahni, 2004], l'électro-érosion [Kruth et al., 1995]. Dans tous ces cas, l'appellation de couche blanche est issue de l'examen visuel des échantillons traités.

Jusqu'au cours des années 1980, les études des couches blanches ou "verres métalliques", car la structure de cette couche était considérée amorphe, ont porté sur leurs caractéristiques tribologique et de résistance. Suite à des analyses par DRX, la capacité à former des ondes cohérentes suivant certains angles de diffraction a remis en cause cette hypothèse de verre amorphe pour la caractériser de structure cristalline [Griffiths, 1987]. Cette couche présente donc une microstructure constituée d'un réseau cristallin. Plusieurs noms pour caractériser plus précisément cette couche blanche ont été fournis mais le terme de Couche Transformée Microstructuralement (CTM) semble le plus pertinent pour décrire ce volume.

Il est apparu clairement que cette CTM est constituée de grains de martensite extrêmement fins (entre 5 et 20 nm) [Barbacki et al., 2003, Ramesh et al., 2005, Bedekar et al., 2016]. Cette CTM présente des caractéristiques diverses :

- la finesse de ces grains ainsi que leur constitution en font un composé extra dur (plus de 67 HRc). Cette dureté est due à l'absence de revenu de la martensite à la vue des cinétiques rapides de refroidissement ;
- ces CTM présentent une excellente résistance à l'oxydation et aux attaques chimiques. C'est pour cela qu'elles apparaissent blanches ;
- la faible épaisseur de cette couche (de l'ordre de 10 μm) combinée à sa dureté la rendent très fragile si elle est située sur un substrat plus ductile. Elle présente donc un risque d'écaillage qui peut être critique dans les applications telles que les surfaces de roulement. En effet un écaillage de la bande de roulement crée une irrégularité sur la piste et donc des chocs à chaque passage de bille ; cela conduit à la rupture soit d'un ou plusieurs éléments roulants, soit de la cage. Cependant dans le cas de tests en flexion-rotative, il n'y a pas d'effet notable de la couche blanche sur la tenue à la fatigue de la pièce.

La communauté des usineurs s'accorde à dire que les couches blanches sont issues de trois mécanismes qui peuvent être ou non combinés [Griffiths, 1987] :

1. les surfaces réagissent avec le milieu environnant et sont donc sujettes à des réactions chimiques telles que la nitruration, la carburation ou l'oxydation ;
2. le mécanisme d'affinage des grains dû aux fortes pressions régnant dans la zone de coupe produit une microstructure homogène et affinée par déformation plastique ;
3. le mécanisme de transformation métallurgique engendré activé par les températures dans la zone de coupe.

Lors des opérations d'usinage à sec comme dans le cas du tournage dur, le mécanisme de réaction chimique avec le milieu environnant est très peu traité. Il a été écarté car les modifications de composition de la CTM par rapport au matériau de base sont seulement dues à une diffusion d'éléments (carbone, chrome) entre cette CTM et le matériau père [Griffiths, 1987]. Lors de l'usinage sous assistance cryogénique, UMBRELLO [Umbrello,

2013] analyse par EDS (Energy-Dispersive Spectroscopy) les couches blanches produites lors du tournage dur. Dans ces relevés, aucune trace d'azote n'est observée dans son spectre d'émission. Cela confirme qu'aucune nitruration n'a été réalisée lors de la formation de la couche blanche.

Il ne peut être retenu que cette taille de grain soit le seul résultat d'un affinage par écrouissage. En effet les phénomènes thermiques lors des opérations de coupe sont extrêmement sévères. POULACHON et MOISAN [Poulachon and Moisan, 2000] mettent en évidence une cinétique thermique de l'ordre de 10^6 °C/s à la chauffe et au refroidissement et d'après les simulations de CHOU et SONG [Chou and Song, 2005], selon l'usure de l'outil, la température atteinte dans la zone de coupe varie de 800 à 1600 °C. De plus, de nombreux relevés EDS et de diffraction X [Ramesh et al., 2005, Attanasio et al., 2012, Umbrello and Rotella, 2012, Umbrello, 2013] montrent une évolution de la microstructure entre le matériau de base et le CTM. Selon la nature du matériau, plusieurs différences sont notables :

- dans le cas des aciers durcis à moyen ou haut taux de carbone, la structure martensitique revenue du matériau de base se retrouve sous forme de martensite non revenue dans la CTM et d'une martensite sur-revenue entre ces deux zones ;
- pour les aciers eutectoïdes et hyper-eutectoïdes durcis, la structure de la couche blanche présente un taux d'austénite résiduelle d'environ 30 % alors que le matériau de base est sous forme martensitique revenue avec un taux d'austénite résiduelle de l'ordre de 3 % ;
- pour les aciers durcis à fort taux de carbone, la microstructure est de type ferritique avec une très faible taille de grain.

La couche blanche a fait l'objet de nombreuses études en usinage dur, peu d'auteurs ont étudié l'impact plus en profondeur du tournage dur. Nous citerons CHOU et EVANS [Chou and Evans, 1999] qui ont étudiés la présence d'une couche sur-revenue, sous la couche blanche en usinage dur. Enfin, aucun des travaux ne fait état de la profondeur déformée mécaniquement par l'opération d'usinage dur comme cela peut être le cas pour des matériaux plus ductiles [M'Saoubi et al., 2014]. Les études en usinage dur se sont principalement intéressées à l'impact de la thermique au détriment de l'impact mécanique sur l'intégrité de surface.

Vers une simulation du procédé

Les observations présentées précédemment n'ont qu'un intérêt limité pour la prédiction de l'intégrité de surface induite par le procédé de fabrication sans que les phénomènes physiques mis en œuvre ne soient modélisés. Même si l'ensemble des études réalisées sur le tournage dur et l'usinage en général se portent sur des triplets matériau usinant – matériau usiné – moyen d'usinage différents, elles visent toutes à améliorer les connaissances du procédé afin de proposer des modélisations ou des simulations de l'enlèvement de matière fiables, réalistes et performantes.

Parmi les dernières avancées contribuant à cette démarche globale, les simulations numériques visant à prédire les contraintes résiduelles sont les plus nombreuses [Valiorgue et al., 2007, Ramesh and Melkote, 2008, Umbrello et al., 2010b, Ding and Shin, 2013]. Elles utilisent des modèles de comportement multi-physiques pouvant ainsi permettre d'étudier

numériquement les changements intervenant dans le matériau de la pièce tels que les transformations métallographiques, l'écrouissage ou la diffusion d'éléments.

Cependant, la plage d'identification des coefficients de la loi de comportement est souvent en-dessous des valeurs atteintes en termes de contraintes, déformations, vitesses de déformations et températures. Afin d'aboutir à une modélisation au plus proche de l'expérimentation, les coefficients des lois de comportement (principalement mécanique et frottement) sont souvent extrapolés et réajustés par comparaison des données expérimentales aux résultats des simulations. Les données macroscopiques, dont l'acquisition est relativement aisée, comme les efforts de coupe moyens [Denkena et al., 2015] et la morphologie du copeau sont le plus souvent utilisés [Mabrouki et al., 2008, Kountanya et al., 2009, Guang et al., 2014, Buchkremer and Schoop, 2016]. Plus rarement, l'angle de cisaillement est aussi pris en compte à la suite de mesures faites sur des essais de coupe interrompue [Sartkulvanich et al., 2004].

L'approche dite "hybride" proposée par VALIORGUE [Valiorgue, 2008] puis MONDELIN et al. [Mondelin et al., 2012] est celle qui semble la plus proche d'aboutir vis-à-vis des besoins industriels pour la prédiction des contraintes résiduelles, car elle permet de s'affranchir des difficultés de modélisation inhérentes à la simulation de la coupe par éléments finis (grandes déformations, auto-contact de la matière généré par l'enroulement du copeau ou le festonnement, coefficients de la loi de comportement identifiés dans des plages mal-représentatives ...). Celle-ci consiste à appliquer, au modèle éléments finis de la pièce, un chargement thermo-mécanique équivalent à celui exercé par les différentes zones de cisaillement de l'outil de coupe sans modéliser la formation du copeau. Ils proposent arbitrairement différentes géométries de chargement et identifient ensuite, sur des essais élémentaires, leurs amplitudes.

Concernant la prédiction de l'intégrité de surface durant le tournage dur d'acier, seuls les travaux proposés par RAMESH et MELKOTE [Ramesh and Melkote, 2008], CHOU et al. [Chou and Evans, 1999, Chou and Song, 2003, Chou and Song, 2005] et DING et SHIN [Ding and Shin, 2013] introduisent les aspects métallographiques dans la modélisation pour la prédiction de formation des couches blanches. Le premier emploie une modélisation éléments finis avec une loi du comportement du matériau de type Johnson-Cook généralisée pour la prédiction des chargements mécanique et thermique sur la surface. Le second a développé une modélisation analytique thermo-mécanique pour prédire les efforts et la température engendrés par la coupe [Chou and Song, 2003, Chou and Song, 2005].

Un des moyens de connaître le chargement local appliqué par l'arête de coupe est la méthodologie de décomposition géométrique de l'arête de coupe. Cette technique repose sur la discrétisation géométrique de l'arête en éléments de longueur infinitésimale sur lesquels sont appliqués un modèle d'effort empirique. Comme l'a résumé CAMPOCASSO sur la Figure I.7 présentant la méthode développée par ARMARENGO [Armarego and Cheng, 1972b, Armarego and Cheng, 1972a], la sommation de l'effet de chaque portion élémentaire d'arête permet de recalculer le chargement global fourni par l'outil complet. Cela permet *in fine* de proposer la notion Couple Arête Matière (méthode dite CAM) et de famille d'outils : ensemble d'outils géométriquement différents mais ayant des caractéristiques locales identiques [Bissey, 2006]. Pour la décomposition géométrique, les premiers modèles considéraient le problème en 2D [Armarego and Epp, 1970, Armarego

and Cheng, 1972b, Armarego and Cheng, 1972a] puis en 3D [Bissey, 2006, Bissey-Breton et al., 2007, Campocasso et al., 2011, Campocasso, 2013, Dorlin et al., 2016]. Afin de proposer une prédiction d'effort fine et généralisée, différents modèles ont été proposés : linéaires pour les plus simples [Armarego and Epp, 1970] à exponentiels [Campocasso et al., 2011]. Leurs identifications sont réalisées aussi bien en approche indirecte qu'en approche intégrée [Campocasso et al., 2011] grâce aux mesures d'effort expérimentales. Cette démarche de modélisation est principalement utilisée pour le dimensionnement des installations d'usinage, l'optimisation de géométries d'outils ou pour la prédiction des déformations de la pièce dues exclusivement aux efforts de coupe. Elle n'a cependant pas encore été employée pour la prédiction de l'intégrité de surface engendrée par une opération d'usinage.

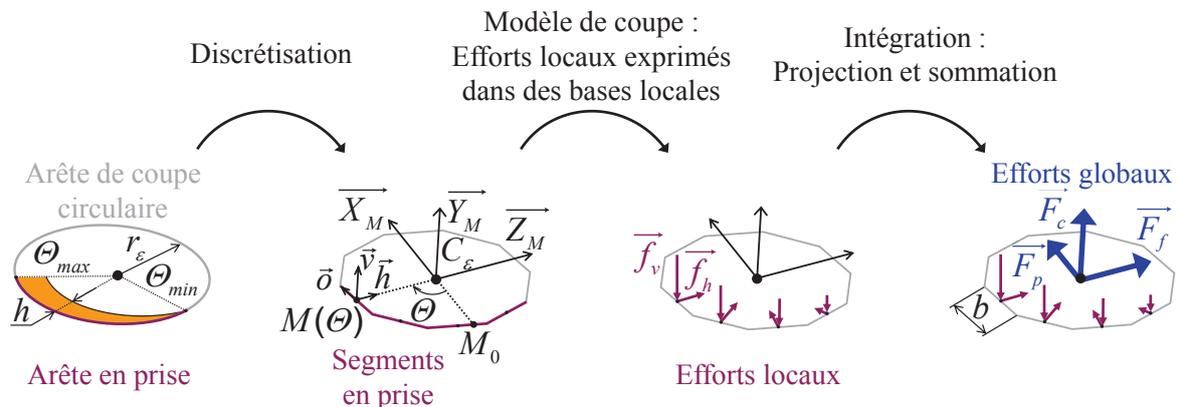


Figure I.7 – Principe de la discrétisation d'arête selon CAMPOCASSO [Campocasso, 2013].

L'acquisition de données expérimentales pour la simulation

Comme nous l'avons vu précédemment, les données expérimentales sont le véritable carburant des simulations et modélisations numériques. Elles alimentent à la fois l'identification des modèles et leur contrôle. Le but ici n'est pas de balayer l'ensemble des moyens expérimentaux à la disposition de l'usineur, mais de montrer ceux principalement utilisés. Ils sont mis en œuvre par ordre d'importance d'utilisation, pour mesurer : les efforts de coupe, la morphologie des copeaux, la fréquence de festonnement, la température dans la zone de coupe (ponctuelle ou sous forme de champs) et l'analyse du cisaillement primaire.

Alors que les modèles numériques sont en mesure de fournir des cartographies 3D de champs (thermique, mécanique, endommagement, de contraintes équivalentes ...), les mesures expérimentales en usinage sont encore trop largement limitées à la mesure des efforts de coupe globaux moyens et à l'analyse de la morphologie des copeaux (fractionnés, continus ou segmentés). Bien qu'ils aient une faible bande passante (un à deux kHz) en utilisation directe, les capteurs piézoélectriques sont les plus utilisés pour la mesure d'efforts car ils possèdent une forte raideur et sont faciles à employer [Albrecht et al., 2005]. Des systèmes alternatifs pour obtenir les efforts de coupe à des fréquences plus importantes ont été développés, comme des systèmes avec des jauges de déformation [Adolfsson and Ståhl, 1995] ou en mesurant par exemple la déflexion d'un corps par capteurs de position [Albrecht et al., 2005]. Des mesures plus performantes ont tout de même été réalisées grâce à des

platines dynamométriques piézoélectriques en utilisant une compensation dynamique par filtre de Kalman [Chae and Park, 2007]. Cette prise en compte et compensation de la réponse fréquentielle de la platine permet d'atteindre presque 5 kHz de bande passante. Cela reste cependant encore trop faible pour l'étude de la formation des festons en usinage dur et la mesure de la variation des efforts induite pendant cette formation. C'est pour cette raison que les identifications et le contrôle des modèles se basent essentiellement sur les efforts résultants moyens mesurés [Hua and Shivpuri, 2004, Kountanya et al., 2009]. Et cela même dans le cas de la coupe formant des festons.

L'étude de la morphologie des copeaux et du festonnement se fait principalement par observation MEB ou micrographique d'une vue en coupe du copeau. Elle renseigne sur la hauteur de crête et de creux du copeau ainsi que sur le pas des festons. Il est alors possible d'estimer la fréquence de formation des festons en ayant connaissance du rapport de compression : quotient de l'épaisseur du copeau non déformé et de l'épaisseur moyenne du copeau déformé, ainsi que de la vitesse de coupe².

L'acquisition de données thermiques n'est pas le sujet de ces travaux de recherche et ne sera donc pas détaillé. Il est important de noter cependant qu'à la fois des mesures ponctuelles par contact (thermocouple, thermistance) et sans contact (pyrométrie), mais aussi de champs thermiques (mesure d'émissivité thermique) sont utilisées tel que le présente DAVIES dans sa synthèse sur la mesure thermique en usinage [Davies et al., 2007]. Bien qu'elle ait une résolution spatiale importante, la mesure de champ thermique par caméra infra-rouge souffre d'un manque de résolution temporelle ainsi que d'une difficulté d'étalonnage.

En ce qui concerne la mesure expérimentale de l'angle de cisaillement primaire, elle est faite en partie grâce à des systèmes de coupe interrompue appelés "Quick Stop Devices" (QSD). Les plus performants de ces dispositifs expérimentaux utilisent un élément fusible pour le maintien de l'outil de coupe durant l'usinage (souvent un pion qui sera cisailé). Un dispositif, souvent pyrotechnique, est employé pour briser cet élément martyr et garantir l'éjection de l'outil pendant la coupe. Cette éjection doit être réalisée à une vitesse supérieure à la vitesse de coupe et suivant une trajectoire fuyante du copeau et de la pièce [Wright et al., 1979, Poulachon and Moisan, 2000]. Il faut alors extraire le copeau en formation encore attaché à la pièce et le préparer pour observations métallographiques. De nombreuses sources de perturbation peuvent affecter le résultat : mauvais retrait de l'outil (vitesse, trajectoire), copeau non resté attaché à la pièce, extraction et préparation pour l'observation.

Il apparaît ici que toutes ces techniques fréquemment employées aboutissent à la mesure d'une grandeur globale (sauf pour les champs thermiques). Or pour pouvoir être interprétées correctement, les simulations numériques nécessitent une validation locale des champs qu'elles fournissent. La validation des champs cinématiques (déplacements) est pertinente car ces champs sont à la base du calcul des déformations et donc des contraintes

2. Il est bon de noter que l'étude des émissions acoustiques, par microphone ou accéléromètre, durant la coupe d'acier dur reste un des moyens le plus fiable pour analyser la fréquence de formation des festons [Barry and Byrne, 2002]. Elle permet l'analyse de bandes fréquentielles de plusieurs centaines de kHz. Elle ne renseigne cependant pas sur les variations du chargement mécanique mis en jeu pendant la coupe.

et sont le résultat de l'histoire du chargement.

Vers une mesure des champs cinématiques en usinage

C'est la richesse d'information que fournissent les champs cinématiques qui a poussé CHILDS [Childs, 1971] à développer un système d'observation latérale de la coupe orthogonale par photographie alors que la tendance à cette époque était au QSD. La paternité de la mesure de champs cinématiques par "corrélation d'images" (manuelle) *in-situ* pendant l'usinage peut lui être attribuée en 1971. Des prises photographiques argentiques ont été réalisées lors d'une observation, par microscopie à champ sombre avec un grossissement $\times 25$, de la déformation par usinage, d'une grille déposée sur le côté d'une éprouvette de laiton et maintenue entre deux parois de verre. Cette grille est réalisée en rayant la surface latérale de l'échantillon avec une pointe diamant de micro-duromètre. Le pas de la grille est de $25.4 \mu\text{m}$ pour une largeur de rayure de $5.1 \mu\text{m}$. Pour faciliter l'analyse des résultats, une paire d'images est prise sur le même négatif (capteur photosensible) grâce à un système de deux flashes électroniques synchronisés dont le temps inter-flash (ou temps inter-frame) est calculé pour correspondre au déplacement de la grille d'un demi pas. Chaque image est le résultat de la réflexion de la lumière dans les rayures de la grille. L'utilisation de flashes électroniques a permis de limiter le temps d'exposition à $2 \mu\text{s}$ et donc le flou induit par la prise d'images de la scène en mouvement. Cependant, pour obtenir une séquence d'images satisfaisante, la vitesse de coupe (identique à la vitesse de défilement de la scène) a été drastiquement réduite à 0.254 mm/min . Ce choix a été fait d'une part pour limiter le flou des images et d'autre part pour permettre au système d'éclairage de se recharger (le temps de rechargement était de 5 s). La mesure des déformations a été faite alors par corrélation manuelle des points de l'état déformé par rapport à l'état de référence au niveau de la bande de cisaillement primaire.

Bien que ce premier exemple repose principalement sur des technologies analogiques, il pointe tout de même les éléments clés pour la réalisation d'une mesure de champs cinématiques en usinage :

- un dispositif d'observation ;
- des marqueurs de la déformation de la pièce (préparation de la surface observée) ;
- un capteur photosensible ;
- un système d'éclairage de la scène.

L'objectif est d'obtenir au moins deux images de la même scène pour pouvoir les comparer et mesurer les déformations entre ces deux images. Cette mesure se fera au moyen de la corrélation d'images (manuelle pour le plus simple à informatique et automatique pour les plus avancées).

CHILDS expose aussi les grandeurs qui vont engendrer la résolution spatiale et temporelle de cette mesure :

- la résolution du marquage (le pas de la grille ici) ;
- la définition du capteur photosensible (nombre de pixels et niveau d'encodage pour les capteurs numériques) ;
- le grossissement d'observation ;
- le temps inter images ;
- le temps d'exposition ;

- la vitesse de défilement de la scène (vitesse de coupe).

Aujourd'hui, les expérimentations d'observation et d'imagerie en usinage de la coupe sont composées des mêmes éléments : la lumière émanant d'une cible objet (lumière réfléchie ou réémise) est focalisée par un système de lentilles sur un élément photosensible. La seule différence notable est l'évolution des capteurs utilisés. En effet, les vingt dernières années ont été le lieu du développement fulgurant des capteurs photosensibles numériques.

Ces capteurs sont constitués d'une matrice d'éléments de stockage capacitif, appelés pixels, en silicium. C'est le pouvoir photoélectrique de ces composants MOS (*Metal Oxide Semiconductor*) qui est utilisé pour la conversion de la lumière incidente sur chaque pixel en charges électriques équivalentes. Après un temps d'exposition à la lumière incidente de chaque photosite du capteur, ceux-ci sont obstrués. Puis pour chaque pixel, les charges électriques sont transférées dans une zone de stockage tampon non exposée à la lumière³, converties en une tension qui est par la suite amplifiée, numérisée et enregistrée. L'image est donc prise et enregistrée.

La nano-électronique permet aujourd'hui de fabriquer des capteurs ayant plusieurs millions de pixels. L'étendue de discrétisation des niveaux de gris (dynamique) des capteurs a elle aussi augmenté avec l'accroissement des mémoires. La conversion analogique/numérique du signal de tension est couramment réalisée sur 12 bits (4096 niveaux de gris) ou 16 bits (65 536 niveaux de gris).

En imagerie scientifique, deux types de capteurs sont principalement utilisés : les capteurs CCD (*Charged Coupled Devices*) et les capteurs CMOS (*Complementary Metal Oxide Semiconductor*). Ces deux capteurs diffèrent sur la localisation des fonctions "conversion des charges en tension" et "amplification de la tension". Pour les capteurs CCD, ces deux fonctions se font en dehors des pixels. Les charges électriques sont transférées séquentiellement vers un convertisseur de charge/tension par l'intermédiaire de cellules de stockage, disposées soit latéralement, soit sous le pixel. L'utilisation d'un unique convertisseur charge/tension et d'un unique étage d'amplification de tension permet de limiter le bruit électronique généré. Pour les CMOS, ces fonctions se font dans chaque pixel. La zone de stockage des charges, de conversion et d'amplification est intégrée dans le pixel. Les signaux de tension de chaque pixel sont ensuite transmis successivement vers le convertisseur analogique/numérique, extérieur au capteur. L'utilisation d'un étage d'amplification par pixel augmente inévitablement le niveau de bruit électronique et diminue le facteur de remplissage (surface photosensible par rapport à la surface totale du capteur) par rapport aux capteurs CCD. Cependant le temps de réaction à la lumière plus court et le non-transport des charges électriques en dehors des pixels permettent une cadence d'imagerie légèrement plus rapide. Le capteur reste cependant plus bruité et moins sensible à la lumière [Turrier, 2013].

Pour des fréquences d'acquisition en-dessous de 20 kHz, tous les pixels du capteur sont exploités et la technologie CCD est privilégiée pour son faible niveau de bruit. Dans le cas de l'imagerie ultra rapide où les fréquences de prise d'images peuvent atteindre le million d'images par seconde (Mfps), le temps de déchargement du capteur complet

3. Le temps de déchargement des charges de la zone photosensible vers la zone de stockage la plus proche prend environ 150 ns.

devient limitant. Le recours au fenêtrage, possible avec les capteurs CMOS font du capteur CMOS la monture privilégiée de ce type de caméra⁴. Le fenêtrage consiste à n'utiliser qu'une partie des pixels du capteur et ne pas exposer les autres. Le temps nécessaire pour le déchargement du nombre réduit de pixels est inférieur et les fréquences d'acquisition augmentées. La résolution temporelle est ainsi augmentée au détriment de la résolution spatiale.

C'est grâce à cette démocratisation des capteurs photosensibles et à l'accroissement des performances des ordinateurs que, durant les dix dernières années, plusieurs travaux de recherche ont utilisé des techniques d'imagerie rapide dans divers contextes expérimentaux pour observer des essais de coupe orthogonale.

Il apparaît clairement que l'expérimentation idéale se fait à résolution spatio-temporelle maximale : fort grossissement, discrétisation maximale (nombre de pixels important), très haute fréquence d'acquisition d'images (temps inter-image minimal), forte profondeur de champ, temps d'exposition le plus faible possible (flou minimal), utilisation complète de la dynamique du capteur (nombre de bits pour l'encodage des niveaux de gris), vitesse de coupe et épaisseur coupée (représentative de l'opération d'usinage ciblée pour un matériau donné). Or, les performances des systèmes d'éclairage, d'imagerie, de marquage et de rabotage sont toutes limitées et pousseront les auteurs à faire des compromis en dégradant certaines caractéristiques de l'expérimentation pour obtenir des images exploitables et analysables.

La modification d'un paramètre va souvent engendrer l'amélioration d'une résolution et la diminution de l'autre. Il est ainsi difficile d'attribuer clairement l'impact de chaque paramètre. Par exemple, en augmentant le grossissement du système optique, la résolution spatiale de la mesure est améliorée si le marquage est suffisamment fin, mais la profondeur de champ va être diminuée et le besoin en densité d'éclairage pour obtenir une image claire et à forte dynamique va être augmenté. Une réduction du temps d'exposition permettra de réduire le flou de l'image en mouvement et d'augmenter la fréquence d'acquisition mais une densité d'éclairage plus importante sera nécessaire pour éclairer suffisamment le capteur en un temps plus court. Une dégradation de la vitesse de coupe permet de limiter le besoin en temps d'exposition faible si un même niveau de flou est souhaité.

Le seul point commun entre toutes ces études est la configuration expérimentale choisie. La scène est observée latéralement lors d'un essai de coupe orthogonale. Les moyens expérimentaux utilisés sont eux bien différents et sont synthétisés dans le tableau I.2. Ces essais de coupe orthogonale peuvent être réalisés en rabotage ou de façon dégradée lors de la coupe d'un disque [Childs, 1971, Hijazi and Madhavan, 2008, Arriola et al., 2011] ou d'un tube [Pujana et al., 2008]. Pour la coupe de disques ou de tubes, la vitesse de coupe est donnée par la rotation de la pièce. Ainsi le dispositif d'observation et l'outil sont fixes et théoriquement sans mouvement l'un par rapport à l'autre. Dans le cas des expérimentations en rabotage, soit l'outil [Sutter, 2005, Ghadbeigi et al., 2008, List et al., 2013, Zhang et al., 2017], soit la pièce [Pottier et al., 2014] sont mis en mouvement suivant un axe de translation. La limitation du mouvement entre la caméra et la pièce, dans ce

4. Le plus faible coût de production du capteur CMOS par rapport au CCD et la diminution du bruit électronique sont deux raisons supplémentaires qui poussent les fabricants des capteurs CMOS à arrêter la production de certains capteurs CCD comme Sony en 2017 [Cyros, 2015].

Référence	Matériau	h (mm)	V_c (m/min)	Mouvement de coupe	Équipement
[Childs, 1971]	Laiton	nc	$0.254e^{-3}$	R	T
[Sutter, 2005]	C18	0.02 → 0.65	1020 → 3600	T	B
[Pujana et al., 2008]	42CrMo4	0.2 et 0.3	150 → 300	R	T
[Ghadbeigi et al., 2008]	AA 5182	0.5	2.4	T	MS
[Hijazi and Madhavan, 2008]	AISI 1045	0.15	200	R	T
[Arriola et al., 2011]	42CrMo4	0.1	30	R	T
[List et al., 2013]	AISI 1018	0.63	1020	T	B
[Pottier et al., 2014]	Ti6Al4V	0.25	6 → 10	T	F
[Zhang et al., 2017]	Al 7075-T651	0.1 et 0.15	0.35 et 0.5	T	MS

Tableau I.2 – Principales configurations expérimentales (mouvement de coupe : translation (T), rotation (R) ; équipement : tour (T), fraiseuse (F), balistique (B), machine spéciale (MS)).

cas expérimental, permet de réduire le mouvement de la zone d'intérêt durant le temps d'exposition du capteur et ainsi limiter le flou de l'image au niveau de la zone d'étude. Cette translation peut être réalisée sur une fraiseuse ou bien sur une machine spécialement conçue ou alors grâce à des dispositifs balistiques de type barres de Hopkinson [Sutter, 2005, List et al., 2013]. Pour les axes sur fraiseuses et machines spéciales, la vitesse de coupe est rapidement limitée à $40 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ du fait de la conversion en translation du mouvement de rotation des moteurs utilisés. Pour les dispositifs d'Hopkinson, la vitesse de coupe ne peut elle pas facilement être abaissée en dessous de $1020 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$.

Les matériaux d'étude ont été divers au sein des grandes familles de métaux que sont les alliages à base de cuivre, aluminium, titane ou fer. Néanmoins, seules les conditions de coupe de POTTIER et al. pour du titane et de HIJAZI et al. pour de l'acier non trempé sont représentatives de l'usinage de ces matériaux [Bissey-Breton et al., 2007, Calamaz, 2008].

Les caractéristiques des dispositifs d'observation ont eux plus de similitudes comme le montre le tableau I.3. Il apparaît clairement que la zone observée est de quelques millimètres carrés et que les systèmes optiques employés sont des systèmes grossissants, souvent ceux destinés à la microscopie optique. La région observée couvre principalement la zone de cisaillement primaire, une partie de la face de coupe et quasiment jamais la sous-surface nouvellement formée ainsi que l'arrière de l'outil (face de dépouille). La préparation de surface utilisée pour texturer les images repose quant à elle soit sur :

- la microstructure du métal suite à un polissage et une attaque chimique [Hijazi and Madhavan, 2008, Arriola et al., 2011, Pottier et al., 2014] ;
- un motif de grille par dépôt d'or [Ghadbeigi et al., 2008, Ghadbeigi et al., 2012], laser [Pujana et al., 2008] ou rayage [Childs, 1971] ;
- des lignes par rayage [List et al., 2013] ;
- la rugosité de la surface par polissage grossier [Lee et al., 2006], électro-érosion ou un traitement de microbillage [Zhang et al., 2017]⁵.

5. Ces travaux, postérieurs à ceux exposés par BAIZEAU [Baizeau et al., 2015], rappellent l'utilisation de la méthodologie de préparation de surface que nous avons proposée.

Référence	Champ de vision (mm ²)	Grossissement	Résolution (µm/px)	Exposition (µs)	Marquage
[Childs, 1971]	nc	×25	Film	2	G (25 µm)
[Sutter, 2005]	nc	≈ ×5	nc	nc	nc
[Pujana et al., 2008]	≈ 1 × 1	×12	nc	1	G (65 µm)
[Ghadbeigi et al., 2008]	Observation	au	MEB		G(10 µm)
[Hijazi and Madhavan, 2008]	0.35 × 0.25	×23	0.27	5e ⁻³	M
[Arriola et al., 2011]	nc	×15	nc	1.76	M
[List et al., 2013]	3.5	×10	1.8	nc	L (200 µm)
[Pottier et al., 2014]	0.5 × 0.46	×35	1.65	6.6	M
[Zhang et al., 2017]	1.6 × 0.9	×12	0.875	nc	R

Tableau I.3 – Principales configurations d’imagerie en usinage (marquage : ligne (L), grille (G), microstructure (M), rugosité (R) ; nc : non communiqué).

Aucune étude en usinage de matériaux métalliques ne fait cependant référence au dépôt de mouchetis sur la surface, comme cela peut-être le cas pour des essais mécaniques avec de la peinture [Hild and Roux, 2012a] ou des particules fluorescentes excitées par laser [Hanson, 1988, Peterson et al., 2001].

Les temps d’exposition effectifs employés pour la prise d’images sont eux soit de l’ordre de la microseconde soit de l’ordre de la nanoseconde. Cela est principalement dû au mode d’utilisation de la caméra et du système d’éclairage dont le premier impose le second.

Pour les temps d’exposition de la microseconde et plus, la caméra est utilisée de façon à prendre un film continu dans des gammes de fréquences de 10 à 30 kfps [Lee et al., 2006, Pujana et al., 2008, Pottier et al., 2014] en utilisant le capteur complet ou presque (≈ 1 Mpx). Le temps d’exposition est donné par le temps d’ouverture d’un obturateur opto-électrique, placé au-devant du capteur photosensible et dont le temps minimal d’ouverture/fermeture est de l’ordre de grandeur de la microseconde. La source d’éclairage de la scène est alors de type continue. Ces éclairages peuvent être directs en utilisant des spots halogènes ou des LED de fortes puissances [Zhang et al., 2017] ou indirects en utilisant un système de fibres optiques pour ne transporter que la lumière sur la scène. La lumière est produite par des sources identiques à l’éclairage direct. Cette technique d’éclairage indirect est privilégiée car elle permet un réglage aisé de l’illumination et limite l’échauffement de la zone. Bien que les LED de forte puissance sont de plus en plus économiques et performantes, ce type de solution d’éclairage (LED et halogènes) reste limité et ne permet pas d’obtenir les densités d’éclairage nécessaires pour une acquisition très rapide. Il en résulte un faible rapport signal sur bruit de l’imagerie.

Lors de l’observation de la coupe, afin d’améliorer la résolution spatiale de l’image, les auteurs utilisent plusieurs leviers : soit des grossissements importants vont être employés pour les capteurs les plus petits afin d’obtenir une résolution spatiale entre 1 et 2 µm/px, soit ils vont volontairement augmenter l’épaisseur coupée (en dehors de plages réalistes [Ghadbeigi et al., 2008, List et al., 2013]), pour diminuer les grossissements nécessaires et se focaliser seulement sur l’observation du plan primaire de cisaillement. Seuls ARRIOLA et al. [Arriola et al., 2011] ont dégradé de façon importante la résolution du capteur par fenêtrage (128×64 px) pour atteindre 300 000 images par seconde. Ils ont cependant

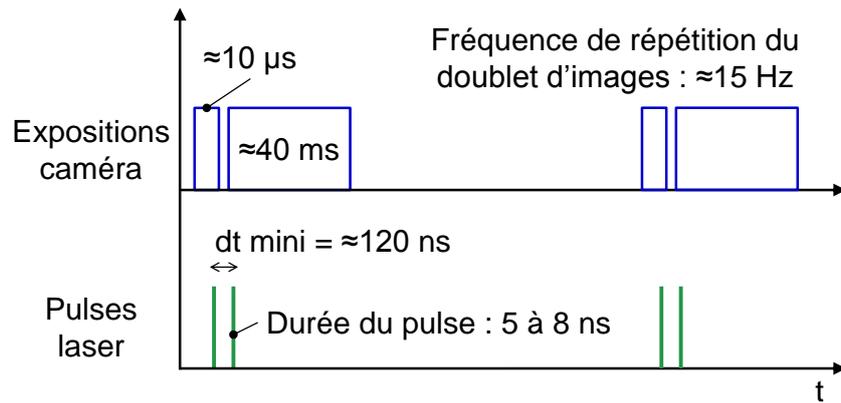


Figure I.8 – Chronogramme de fonctionnement des systèmes double-frames (caméra + laser).

augmenté le grossissement pour pouvoir continuer à observer le plan primaire de cisaillement. Le besoin en densité d'éclairage s'est vu aussi augmenté.

Afin de s'affranchir d'une densité d'éclairage insuffisante, il est possible d'avoir recourt à l'intensification électronique des niveaux de charge des pixels. Cependant l'utilisation de cet artifice numérique augmente considérablement le niveau de bruit. Additionné à la faible résolution spatiale induite par le fenêtrage, l'utilisation de cette méthode rend souvent les images non exploitables pour l'analyse haute résolution spatio temporelle par corrélation d'images comme le résumant HIJAZI et MADHAVAN [Hijazi and Madhavan, 2008]. Il est difficile de déceler l'utilisation ou non de cette intensification électronique de signaux puisque aucun rapport signal sur bruit de l'imagerie, ou histogramme de niveaux de gris des images, n'est fourni dans la littérature en usinage.

Pour contourner les limitations de densité d'éclairage et de fenêtrage, HIJAZI et MADHAVAN se sont tournés vers un système de caméras + lasers utilisés généralement dans le domaine de la mécanique des fluides ultra-rapides. Afin d'obtenir des images fortement résolues, ils utilisent le mode double-frames d'une caméra en pleine résolution avec une source laser intermittente, à double pulses, pour l'éclairage. D'un point de vue matériel, la caméra est constituée d'un capteur standard CCD ou CMOS utilisé dans un mode qu'il convient d'expliquer. À la suite de l'exposition des pixels à l'éclairage, les charges électriques accumulées dans les pixels sont transférées dans les zones de stockage attenantes. Puis au lieu de vider cette zone, faire la conversion charge/tension, l'amplification, la numérisation et l'enregistrement et recommencer pour une nouvelle image comme pour l'utilisation standard, une nouvelle image est prise. Ensuite les charges électriques dans la zone de stockage sont traitées (première image) puis les charges dans les pixels sont transférées dans la zone de stockage puis traitées (seconde image). Ainsi, le temps minimal entre deux images correspond seulement au temps de transfert dans la zone de stockage des charges (noté : dt sur le chronogramme de la figure I.8). La tête laser servant à l'éclairage est constituée de deux sources laser, dont les chemins optiques sont confondus en sortie de la tête, afin de pouvoir disposer de deux pulses laser dont le décalage temporel peut être réglé et surtout synchronisé avec le système d'imagerie. Enfin, une fois que la source laser est rechargée et que les images de la caméra sont enregistrées, il est possible de réitérer la prise d'un doublet (ou paire) d'images. Le temps d'exposition du capteur de

la caméra peut être important sans que cela n'influe sur le temps d'exposition effectif de l'image qui est donné par la durée des pulses du laser (5 à 8 ns) si l'expérimentation est conduite dans l'obscurité. La sensibilité du capteur équipant la caméra est optimisée pour la longueur d'onde du laser utilisé afin d'accroître la qualité des images obtenues. Bien que le temps inter-images puisse être diminué afin de faire une acquisition jusqu'à 10 MHz, contrairement aux caméras rapides en utilisation standard, la fréquence de répétition de la prise d'image est faible (quelques Hz en général) et donc limitante pour la prise d'un film complet de la coupe. Même si HIJAZI et MADHAVAN ont réussi à synchroniser et aligner quatre de ces systèmes pour obtenir huit images à 1 MHz en usinage, chaque système caméra + laser ayant sa propre sensibilité, des différences de niveau de gris entre les images ont été constatées mais n'ont pas été quantifiées.

Dans toutes ces études il apparaît clairement que pour obtenir des images exploitables, un arbitrage entre résolution spatiale et temporelle a eu lieu en fonction notamment du matériel expérimental mis en œuvre et la zone d'intérêt ciblée. Comme le montre la figure I.9, les différents dispositifs et paramètres d'usinage ne conduisent pas à la même qualité d'images.

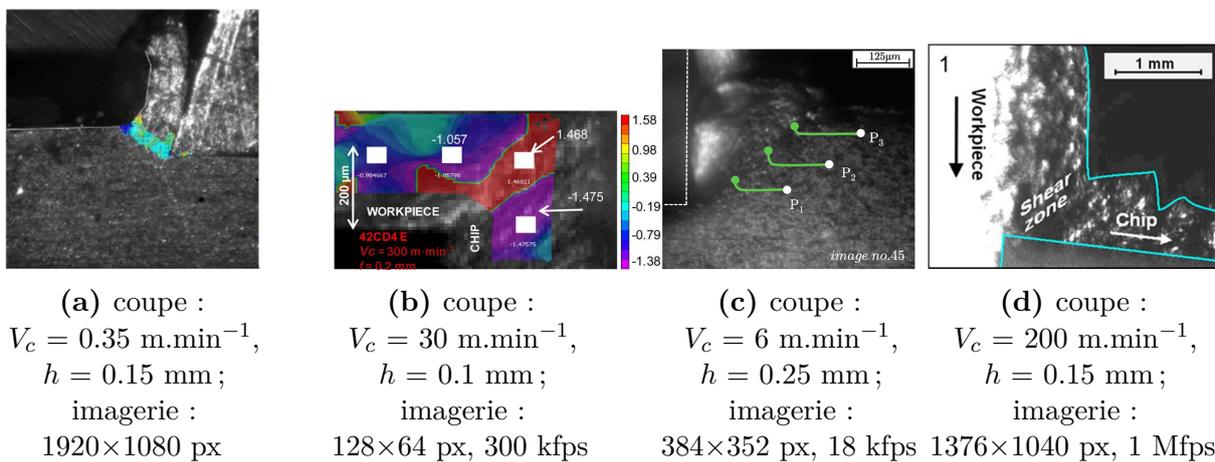


Figure I.9 – Exemples d'images obtenues par (a) ZHANG et al. [Zhang et al., 2017], (b) ARRIOLA et al. [Arriola et al., 2011], (c) POTTIER et al. [Pottier et al., 2014] et (d) HIJAZI et MADHAVAN [Hijazi and Madhavan, 2008].

Outils de corrélation d'images et zones d'analyse

Alors que certains se sont contentés d'observer seulement qualitativement la coupe, de mesurer manuellement l'angle de cisaillement primaire ou les longueurs de contact [Sutter, 2005] ou bien d'interpréter manuellement des déformations de grilles [Childs, 1971, Pujana et al., 2008] ou de lignes [List et al., 2013], d'autres ont choisi d'utiliser des techniques numériques et informatisées de corrélation d'images [Hijazi and Madhavan, 2008, Pottier et al., 2014] largement utilisées en mécanique des solides [Sutton et al., 1983, Sutton et al., 2009, Grédiac and Hild, 2012, Hild and Roux, 2012b].

Bien que la corrélation d'images ait des noms différents selon le domaine d'application : PIV pour *Particule Image Velocimetry* en mécanique des fluide et DIC pour *Digital Image Correlation* en mécanique du solide, elle peut reposer sur deux approches de résolution

distinctes : soit locale (PIV et DIC), soit globale (DIC uniquement). La démarche générique est identique : la corrélation d'images consiste à déterminer le champ de déplacements $\underline{U}(\underline{x})$, qui appliqué à l'image déformée J (déformation numérique inverse de l'image J), minimise l'écart de niveaux de gris avec l'image de référence I comme illustré sur la figure I.10. Cet écart de niveaux de gris, calculé par norme quadratique et noté τ est un indicateur direct de la performance de la corrélation. Il est appelé résidu de corrélation et est calculé sur l'ensemble de la zone d'étude, appelée ROI (*Region Of Interest*). La différence entre l'approche locale et l'approche globale se fait dans le calcul de ce résidu de corrélation [Hild and Roux, 2012b].

Pour la corrélation locale, la ROI est découpée en imagerie appelées ZOI (*Zone Of Interest*) et la minimisation du niveau de gris se fait sur chaque imagerie indépendamment des autres. Ainsi le résidu de corrélation devient :

$$\tau_{Local} = \int_{ZOI} (I(\underline{x}) - J(\underline{x} + \underline{U}(\underline{x})))^2 d\underline{x} \quad (1)$$

Cette approche rend notamment chaque imagerie indépendante les unes des autres, les autorisant à se chevaucher. Le déplacement de chaque imagerie est par conséquent l'écart entre la position initiale de la ZOI dans l'image de référence et la position déterminée de celle-ci dans l'image déformée.

Pour la corrélation globale [Bornert et al., 2012], la ROI est considérée comme un ensemble continu et la minimisation du niveau de gris se fait au global sur la ROI :

$$\tau_{Global} = \int_{ROI} (I(\underline{x}) - J(\underline{x} + \underline{U}(\underline{x})))^2 d\underline{x} \quad (2)$$

Le champ de déplacement est exprimé selon une base cinématique choisie au préalable :

$$\underline{U}(\underline{x}) = \sum U_p \cdot \underline{\psi}_p(\underline{x}) \quad (3)$$

Cette base cinématique prend principalement deux formes. La première, qui conduit à la FE-DIC (*Finite Element Digital Image Correlation*), utilise la description éléments finis des déplacements et la continuité des déplacements est imposée par les fonctions de forme sélectionnées (linéaire, quadratique, spline ...). Les mailles peuvent être triangulaires (T3-DIC) ou rectangulaires (Q4-DIC) dans le cas de problèmes 2D [Besnard et al., 2006], tétraédriques ou octogonales dans le cas de problèmes 3D. La résolution du problème de corrélation revient à la détermination des inconnues à chaque nœud du maillage (comme pour les modélisations éléments finis). Cette approche permet un couplage direct entre simulations numériques et corrélation d'images [Roux and Hild, 2008].

La seconde forme utilise des fonctions de forme analytique, suffisamment riches pour exprimer les déplacements. Cette approche est dite intégrée (I-DIC) car elle repose sur l'identification des degrés de liberté liés à une solution issue de la mécanique du solide [Roux and Hild, 2006]. Ainsi les contraintes d'équilibre et de continuité sont imposées par les fonctions de forme. Ce n'est donc pas directement les translations et rotations qui sont

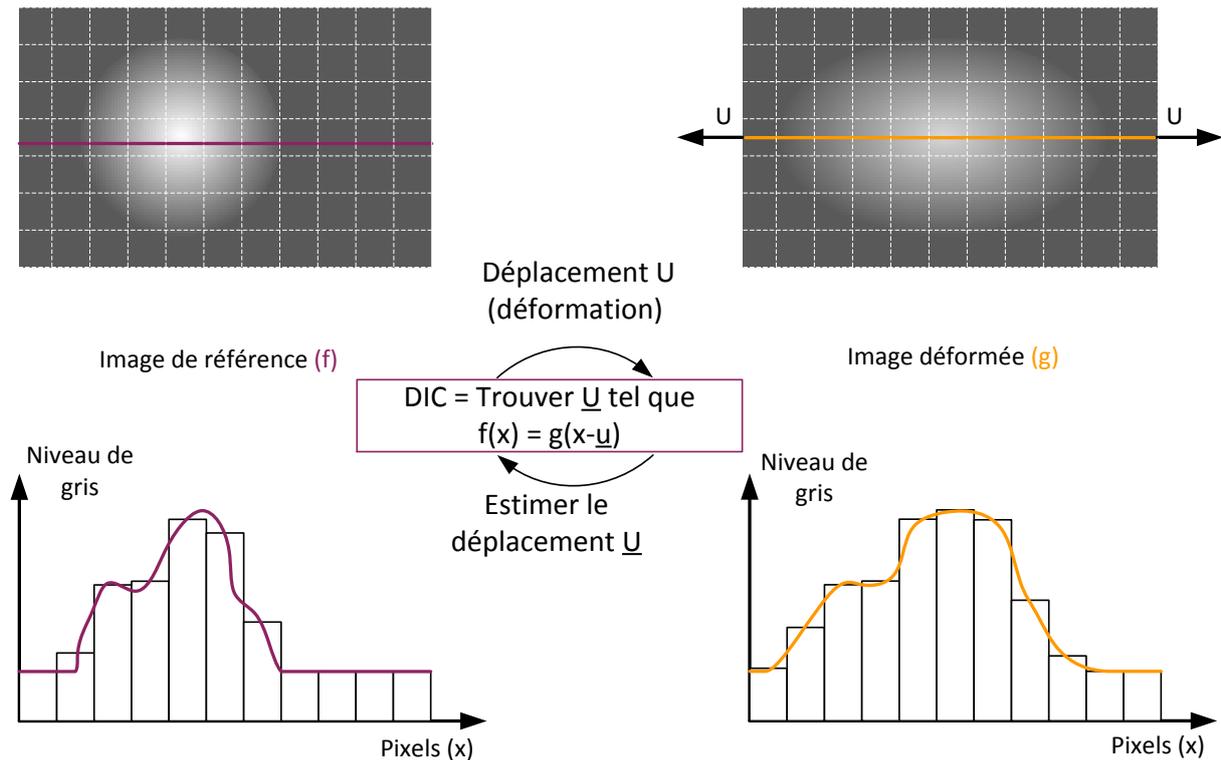


Figure I.10 – Principe de la corrélation d’images : cas 1D.

identifiées mais des grandeurs tels que des efforts ou des propriétés matériaux comme le module d’Young et le coefficient de Poisson [Roux et al., 2005], le facteur d’intensité de contrainte en pointe de fissure [Roux and Hild, 2006] ou des paramètres d’une loi d’endommagement ou de plasticité [Bouterf et al., 2015, Mathieu et al., 2015].

En ce qui concerne les analyses d’images obtenues en usinage, celles-ci sont quasi exclusivement conduites en approche locale avec des logiciels de PIV [Lee et al., 2006, Hijazi and Madhavan, 2008, Zhang et al., 2017] ou de DIC [Pottier et al., 2014]. Seuls POTTIER et al. [Pottier et al., 2014] fournissent une estimation de l’incertitude de mesure des déplacements mesurés (de $0.031 \mu\text{m}$) et donnent des préconisations matérielles pour minimiser cette dernière. Cette incertitude est due notamment à la déformation hors plan lors de la formation des festons d’un alliage de titane. LEE et al. emploient des plaques de verre (enduites d’un revêtement en PTFE transparent limitant les frottements) pour contraindre latéralement la matière et éviter ces déformations hors plan sans pour autant quantifier l’impact de cette contrainte sur la mesure [Lee et al., 2006]. L’incertitude de mesure peut être accrue par des distorsions induites par le système optique employé. Ces distorsions peuvent être limitées avec des optiques certifiées télécentriques [Hijazi and Madhavan, 2008, Pottier et al., 2014].

Les mesures de déplacements et de déformations ont principalement été conduites au niveau du plan de cisaillement primaire. La plupart des études se contentent de mesurer l’angle de cisaillement au regard des analyses d’images sans pour autant donner de valeur de déformation dans cette zone. POTTIER et al. [Pottier et al., 2014] dans une analyse fine des déformations dans la zone de cisaillement mettent en avant les différents états de contrainte dans cette zone lors de la formation d’un feston de titane. Alors qu’une

déformation de compression pure est mesurée en amont de la pointe d'outil, l'état de déformation évolue le long de la racine du copeau jusqu'à du cisaillement pur au niveau de la surface libre. La vitesse de déformation de la zone atteint 10^3 s^{-1} pour une déformation de plus de 3. Des valeurs un peu plus faibles pour la déformation ont été trouvées par GHADBEIGI et al. [Ghadbeigi et al., 2012] lors de l'analyse d'une grille déformée en amont du plan de cisaillement dans de l'aluminium. Ils n'ont pu exploiter cette grille suite au cisaillement primaire puisque l'essai conduit a été stoppé avant que la séparation de la matière ne se soit produite.

Bilan

Aujourd'hui, grâce aux performances informatiques accrues, les études portant sur la simulation numérique de la coupe sont de plus en plus nombreuses. Leurs validations reposent principalement sur la comparaison à des données morphologiques du copeau ou mécaniques : les efforts de coupe moyens, plus rarement l'angle de cisaillement primaire à la suite d'un essai interrompu ou un profil de contraintes résiduelles. Jamais, les champs cinématiques fournis par la simulation numérique n'ont été comparés à des mesures expérimentales par manque de données fiables.

Il apparaît clairement que les mesures des paramètres macroscopiques sont largement maîtrisées et aisées à mettre en application. Pour ce qui est de la mesure de champs cinématiques, divers dispositifs expérimentaux ont été présentés. Ils reposent tous sur la même architecture globale. Il apparaît cependant que ceux dont le système optique et la pièce ne sont pas en mouvement permettent l'obtention d'images plus résolues au niveau de la zone d'étude qui est la pièce. Cependant l'utilisation d'axes linéaires pour la mise en mouvement de l'outil présente une plage de vitesses qu'il serait bon de dépasser pour les aciers durs.

Au niveau des types de caméras, les modèles standards permettent l'acquisition de séquences "continues" de la coupe à résolution spatiotemporelle réduite par rapport aux systèmes double-frames. Mais ces dernières sont limitées à 2 images, fortement résolues, pendant la coupe. Il y a ici une certaine complémentarité des systèmes : le premier pour l'analyse de la formation des festons segmentés, le second pour la mesure ponctuelle (en temps) plus précise. cependant l'utilisation combinée de ces deux systèmes n'a jamais été reportée.

Une grande majorité des études s'est focalisée sur la zone de cisaillement primaire, zone très réduite en amont de l'outil. Afin de faciliter son étude, l'épaisseur coupée est largement augmentée à des valeurs non représentatives de celles rencontrées pendant les opérations d'usinage de finition. De plus, il n'est pas fait état de l'étude des champs cinématiques dans une zone plus large de la matière usinée allant de l'avant à l'arrière de l'outil. Or ce sont bien ces zones qu'il est nécessaire d'étudier. Ce sont d'ailleurs celles-ci qui sont généralement modélisées et simulées.

En ce qui concerne les méthodologies de corrélation en usinage, l'approche locale est très largement plébiscitée pour sa simplicité. Souvent, les outils de corrélation sont utilisés en tant que "boite noire" par les auteurs. Ainsi, peu de données sont fournies par les auteurs sur la précision et les incertitudes de calcul afin de contrôler la performance et la véracité du calcul de corrélation.

Organisation du mémoire

Ce travail de thèse s'inscrit dans l'étude expérimentale et numérique de la coupe par des mesures de champs cinématiques par technique d'imagerie rapide en usinage. Il se différencie des travaux présentés précédemment par le fait que les techniques de corrélation d'images utilisées et développées se basent uniquement sur l'approche globale et ont pour volonté d'étudier la zone de coupe dans son ensemble et non pas seulement la zone de cisaillement primaire. La conception et le développement d'une architecture expérimentale modulaire ainsi que d'un système de synchronisation, de déclenchement, ont permis l'utilisation précise et d'une grande répétabilité de deux types d'imageries (à savoir caméra rapide et caméra double-frames) dans des conditions de coupe orthogonale représentatives de celles rencontrées couramment en usinage.

Les travaux réalisés sont présentés sous la forme d'une thèse par articles rendu possible grâce aux différentes publications rédigées durant ces trois années. Chaque article a été initialement pensé pour représenter un chapitre. À la fin de chaque chapitre un bilan des résultats est établi.

Pour une meilleure lisibilité des travaux, la chronologie du mémoire n'est pas en accord avec la chronologie de publication⁶. La contrainte de synthèse imposée par l'exercice de rédaction d'un article ne permet pas toujours d'exposer les détails les plus fins d'une expérimentation ou de l'implémentation d'une méthode numérique. Pour cela, des annexes, importantes, au nombre de cinq viennent compléter les explications des quatre chapitres par articles.

Le premier chapitre a pour rôle de présenter les différentes stratégies de corrélation d'images (globale) qu'il est possible de mettre en œuvre avec les images obtenues avant, durant et après un essai de rabotage grande vitesse. Elles sont utilisées pour l'étude de la zone de cisaillement primaire, des déformations résiduelles ainsi que des champs de déplacements induits pendant la coupe. Le dispositif expérimental, dans sa configuration double-frame avec mesure dynamométrique, de déplacement d'axe et de température, est détaillé (l'annexe A précise ce dispositif équipé de la caméra rapide Photron SA-Z). Le fonctionnement et les performances du système de synchronisation, rendant l'expérimentation simple et parfaitement répétable, sont présentés (les caractéristiques détaillées sont données en annexe B). Une étude des incertitudes de mesure de champs est menée pour extraire des indicateurs de préparation de surface pertinents. Ces indicateurs sont ensuite utilisés pour le choix de celle-ci. Tous ces outils (expérimentaux et numériques) sont appliqués et qualifiés en analyse de la coupe d'un alliage d'aluminium comme matériau test. Il est choisi pour sa bonne usinabilité et son comportement stable. Ce chapitre repose sur un article soumis au journal *Experimental Mechanics*. Le titre est "*Kinematic field measurements during orthogonal cutting tests via DIC with double-frame camera and pulsed laser lighting*". Cet article a été accepté le 20 décembre 2016 [Baizeau et al., 2017].

Le second chapitre s'apparente lui à une étude d'usinabilité (couramment réalisée en

6. La publication du premier chapitre est la dernière (quatrième) soumise; celle du second chapitre, la première publiée; celle du troisième chapitre la troisième publiée; et celle du quatrième chapitre, la seconde publiée.

usinage) afin de déterminer les paramètres opératoires optimaux. L'identification d'un modèle mécanistique d'efforts de coupe en fonction de la géométrie d'outil c-BN est réalisée pour de la coupe en rabotage de l'acier 100 CrMo 7 traité thermiquement. Une étude des champs de déplacements induits dans la matière par les différentes géométries est proposée et sert de base au choix des angles d'outil. Une investigation plus industrielle, présentée en annexe C, a été menée en complément pour valider cette géométrie de coupe grâce à des essais de durée de vie et de détermination des paramètres de coupe optimaux. Enfin, une modélisation par éléments finis élastique s'appuyant sur les résultats du modèle d'effort, est utilisée pour contrôler les champs cinématiques obtenus expérimentalement. Ce chapitre repose sur un article de conférence publié au journal *Procedia CIRP*. Le titre est "*Effect of Rake Angle on Strain Field During Orthogonal Cutting of Hardened Steel with c-BN Tools*", ayant suivi un processus de *peer review* et présenté durant "The 15th Conference on Modeling Machining Operations" à Karlsruhe le 13 juin 2015 [Baizeau et al., 2015].

Le troisième chapitre présente une méthodologie de corrélation d'images intégrée développée pour la caractérisation du chargement dynamique de la formation des festons et son utilisation pour l'étude des festons en usinage dur. Cette approche intégrée repose sur l'utilisation d'un modèle analytique proposé par FLAMANT [Flamant and Boussinesq, 1892] et BOUSSINESQ [Boussinesq, 1892], comme base cinématique de corrélation d'images pour mesurer, grâce aux images, les efforts de coupe. Ce choix fait suite aux résultats de simulation obtenus au chapitre précédent. Dans ce chapitre, les deux configurations expérimentales sont utilisées pour l'obtention d'une part d'images fortement résolues puis d'autre part d'une séquence de la coupe de bonne résolution spatiale mais surtout temporelle. Pour compléter la théorie numérique exposée dans ce chapitre, les détails de fonctionnement du module de corrélation développé sont donnés en annexe D. Ce chapitre repose sur un article publié dans *Journal of Materials Processing Technology*. Le titre est "*Cutting force sensor based on digital image correlation for segmented chip formation analysis*" [Baizeau et al., 2016a].

Le quatrième chapitre présente quant à lui l'impact du tournage dur sur la matière. L'objectif est de prédire la profondeur plastifiée durant l'opération en fonction des paramètres opératoires. Ce chapitre utilise les différents outils numériques présentés dans les chapitres précédents de façon combinée avec une discrétisation géométrique de l'outil. Cette approche de résolution est proposée dans le but de réduire de façon importante les temps de résolution et pouvoir ainsi tester numériquement de nombreux jeux de paramètres opératoires. Un exemple de paramètre représentatif d'une opération de finition est testé numériquement et expérimentalement. Les résultats sont comparés à des mesures post mortem réalisées dans la pièce afin de valider la méthode. Ce chapitre repose sur un article publié au journal *CIRP Annals*. Le titre est "*Prediction of surface integrity using Flamant–Boussinesq analytical model*" [Baizeau et al., 2016b].

Enfin, après avoir tiré les conclusions de ces travaux, les perspectives d'amélioration et de recherche sont présentées.

Chapitre 1

Kinematic field measurements during orthogonal cutting tests via DIC with double-frame camera and pulsed laser lighting

L'objectif est d'utiliser la technique de corrélation d'images pour caractériser les champs de déplacements dans la matière pendant des essais d'usinage en conditions réalistes. Pour atteindre en rabotage des conditions aussi exigeantes qu'en tournage, un dispositif destiné à l'usinage grande vitesse et intégré dans une machine-outil a été développé. Ainsi, ce chapitre détaille le principe de l'expérimentation avec acquisition en imagerie ultra-rapide in situ pendant l'usinage. Le système développé sera ensuite utilisé dans l'ensemble de la suite de ces travaux. Les performances globales du système expérimental et des critères de préparation de surface des éprouvettes pour maximiser les performances expérimentales sont établis. Les différentes stratégies de traitement des images par corrélation Q4-DIC sont ensuite exposées. Puis, des procédures de post-traitement des champs cinématiques mesurés sont proposées pour quantifier les grandeurs de l'usineur que sont l'angle de cisaillement primaire ou la déformation résiduelle induite par l'usinage. Tous ces outils (expérimentaux et numériques) sont enfin appliqués et qualifiés en analyse de la coupe d'un matériau test choisi pour sa bonne usinabilité et son comportement stable : l'alliage d'aluminium ENAW 7020 T6.

Sommaire

1.1	Introduction	31
1.2	Experimental setup	32
1.2.1	Imaging device, settings, and calibration	32
1.2.2	Cutting test configuration	33
1.2.3	Acquisition device synchronisation	34
1.3	A priori DIC performance	35
1.3.1	Surface preparation of machined specimens	35
1.3.2	Measurement uncertainties	36
1.4	Application of DIC strategies and numerical methods for double-frame imaging to orthogonal cutting	37
1.4.1	Automatic primary shear angle measurement	37
1.4.2	Special strain calculation procedure to obtain residual strain fields induced by orthogonal cutting	37
1.5	DIC results and repeatability relative to cutting process	39
1.5.1	Primary shear zone characteristics	39
1.5.2	Displacement fields induced by cutting process	39
1.5.3	Residual strain fields resulting from the cut	40
1.6	Conclusions and Outlooks	40
1.7	Acknowledgements - References	41
	Bilan	43

Kinematic field measurements during orthogonal cutting tests via DIC with double-frame camera and pulsed laser lighting

Thomas Baizeau · Sébastien Campocasso · Guillaume Fromentin · Rémy Besnard

Received: date / Accepted: date

Abstract The measurement of machined-part strain fields induced by the cutting process remains a challenge because of the presence of highly intensive and localised strains. In this study, a high-speed double-frame imaging device with pulsed laser lighting is used in order to obtain sharp and highly resolved images during orthogonal cutting tests performed in an aluminium alloy. The displacement fields are then measured using a global Q4–digital-image-correlation (DIC) method and several strategies, facilitating calculation of the total displacements due to the cut, along with the residual strains in the machined part. Numerical procedures are developed to manage the removed material that disturbs the DIC. An automatic primary shear angle detection procedure using DIC is also proposed. Five different markings, which are produced via chemical etching and micro blasting, are applied to the observed surfaces. Their effects on the kinematic fields and the uncertainties are then studied. Three surface parameters are proposed as indicators for determining the surface preparation suitability for the DIC. The repeatability of the kinematic fields induced during the cutting process is studied, because of the ease with which testing can be performed. Finally, the plastically deformed layer engendered by the cutting process is measured using the calculated residual strains.

Keywords Machining · Orthogonal cutting · Field measurement · Digital image correlation · High-speed imaging

1 Introduction

The lifetimes of machined parts subjected to fatigue or corrosive environments are heavily influenced by the surface integrity resulting from the employed cutting process [1, 2]. Thus, prediction of the surface and sub-surface properties of mechanical components following cutting is one of the main issues affecting manufacturing research.

Therefore, in the past twenty years, a number of numerical simulations of cutting processes have been developed. With improved computer performance, inverse identification of material law parameters is now possible. However, validation of these simulations on a global scale remains excessively limited, and is achieved by comparing the cutting forces [3], the shear angle, or the chip morphology [4–6]. Post mortem data of the cut (shear angle, chip thickness) are primarily obtained by interrupting the process with a Quick Stop Device [7, 8]. This interruption is far from perfect; however, it is assumed that the tool removal has no influence on the obtained results. This time-consuming and low-repeatability method encourages exploration of process photography of the cut as an alternative technique, as proposed by Childs [9].

With the development of digital optical sensors, the number of reports on observations of in-situ cutting processes have increased. These observations were first conducted with low frame rates of 100 to 1000 fps [5, 10], and then with frame rates of up to 100 kHz [11–15] using high-speed cameras. Classical high-speed cameras

T. Baizeau · S. Campocasso · G. Fromentin
Arts et Metiers ParisTech, LaBoMaP,
Rue porte de Paris, 71250 Cluny, France
E-mail: thomas.baizeau@ensam.eu

S. Campocasso · R. Besnard
CEA, DAM, Valduc,
21120 Is-sur-Tille, France

are primarily limited by exposure time, which is typically higher than 1 μ s. Low sensor sensitivity can also be detrimental to the image quality, because of the high lighting power density required for a small-scene observation [15]. Pulsed laser lighting combined with double-frame imaging is a common means of performing very-high-speed imaging, as it can be used for fluid mechanics, ballistics, or pyrotechnics experiments. Research interest regarding these devices is focused on the effective exposure determined by the laser pulse width, which has a value of a few nanoseconds, and the high lighting power density. Thus, sharp images of very short-term phenomena can be recorded. In 2008, this technique was successfully applied to cutting experiments by Hijazi and Madhavan [12] who synchronized four of these devices (laser + charge-coupled-device (CCD) camera), to obtain eight pictures with an inter-framing time of 10 μ s (100 kfps).

In parallel, the development of computerised image processing for studies of fluids (known as particle image velocimetry (PIV)) or solid mechanics (referred to as digital image correlation (DIC)) has facilitated measurement of displacement and strain fields. These processing techniques can be employed in one or two ways: local (PIV and DIC) or global (DIC only). For local processing, independent interrogation windows that can independently deform [16] and even overlap are followed. The displacement is applied at the centre of the interrogation window [17]. In the second approach, the calculation is conducted over the entire region of interest (ROI) [18] using a continuous mesh. Therefore, this method can be directly linked to finite element simulations.

For both DIC approaches, the estimated displacement field \underline{U} must minimise the residual grey-level function τ presented in Eq. 1 between two images I and J of the same scene taken at different times. The main specificity of global DIC is that the minimisation of the τ function is processed over the entire ROI such that

$$\tau = \int_{ROI} [I(\underline{x}) - J(\underline{x} + \underline{U}(\underline{x}))]^2 d\underline{x}. \quad (1)$$

In the so called Q4-DIC method, \underline{U} is expressed as a function of the node displacements \underline{U}_n using Q4P1 shape functions ψ_n^{Q4P1} on each finite element (called zones of interest (ZOIs)) as proposed by Besnard [19], where

$$\underline{U} = \sum_n \underline{U}_n \cdot \psi_n^{Q4P1}(\underline{x}). \quad (2)$$

The use of a finite element (FE) mesh ensures continuity of the displacements over the entire ROI, pre-

cluding any overlapping or discontinuity, which could appear with local DIC or PIV approaches. For complex fields in solid mechanics, the global approach appears to have higher accuracy [20] because of the continuity of the mesh imposed by this method.

In order to determine the strains inside the work material, different markings have been applied to the surfaces prepared for observation: paint [20], grids [11, 21, 22], lines [14], or directly via microstructural observation after etching [12, 13, 15]. The laser-induced fluorescence (LIF) technique is currently being employed for PIV in the field of fluid mechanics [23]. However, LIF is not widely used in solid mechanics research as the observed surfaces generally exhibit homogeneous roughness. Nevertheless, an application of this technique to a study on the punching process should be mentioned here [24].

As regards machining studies, both PIV [12, 13, 15] and DIC [11, 25] methods have been employed. However, those studies primarily focused on primary shear plane analysis and used local approaches to achieve image correlation.

The present article presents an intensive study of the possibilities and accuracy of DIC during orthogonal cutting tests conducted on EN AW-7020-T6 aluminium alloy. The experimental set-up shown in Fig. 1 is first described in detail. Then, the a priori performance is investigated. To achieve this, five surface preparations are compared in terms of the corresponding DIC uncertainty. The repeatability and homogeneity for each surface preparation over the specimen surface are determined; hence, the most appropriate surface texture for DIC is selected. Numerical procedures for analysing the primary shear zone and for post-cutting residual strain field measurements are shown. The expression "residual strain" refers to the combination of the irreversible plastic strain and the residual elastic strain engendered by the residual stress state of the material. The kinematic fields engendered by the cutting process are determined. Because of the ease with which testing is performed, the repeatability of the cutting process is studied from the DIC perspective.

2 Experimental setup

2.1 Imaging device, settings, and calibration

The imaging device included a scalable complementary metal-oxide-semiconductor (sCMOS) PCO edge 5.5 camera and a Litron Nano-S Nd:YAG laser (30-mJ specified energy), which was integrated by LaVision. The camera was used in double-frame mode, allowing

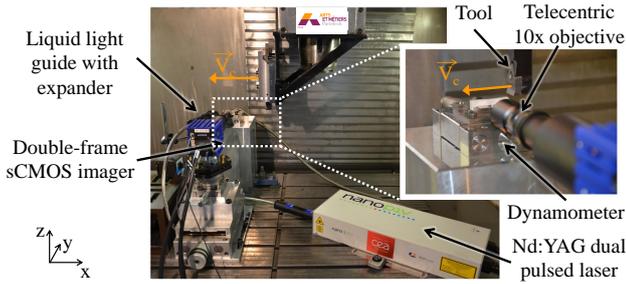


Fig. 1 Experimental setup for orthogonal cutting testing.

very low inter-framing times (down to 120 ns). The resolution of the sCMOS sensor was 2560×2160 pixels with a size of approximately 16.6×14 mm, and the dynamic range was 16 bits (65536 grey levels).

The laser head generated two pulses with a 532-nm wavelength, corresponding to the second harmonic of the Nd:YAG laser. The pulse duration was 5–8 ns, which corresponds to the effective exposure time as the testing machine was fully sealed. After passing through an optical collimator and a liquid light guide, the laser beam was split by an expander yielding a light spot of approximately 30 mm in diameter that allowed even illumination of the entire scene.

Magnification was achieved using a Mitutoyo ML 10 \times telecentric microscope objective (Ref. 375.039, numerical aperture (NA): 0.21) with a 51-mm nominal working distance. The telecentric objective was chosen so as to limit the image distortion. As the objective was used alone in order to maximise the NA, the magnification was determined by the distance to the sensor and calibration was required.

Image scaling was achieved using a Brinell indentation on a polished steel specimen the diameter of which (0.832 mm) was previously measured using an Olympus BX51M optical microscope. A 0.66- $\mu\text{m}/\text{px}$ scale was obtained because of the set distance between the objective and the camera sensor, which corresponded to a field size of 1.7×1.4 mm. This distance was fixed during all experiments in order to maintain constant magnification.

The polished indented specimen was also used to calibrate the laser intensity. Indeed, the camera sensor could be damaged by the direct reflection of the laser beam by the bright, freshly generated surfaces (chips and burrs). During illumination of the spherical Brinell indent, an angular portion of the sphere directly reflected light onto the optical sensor. Thus, the laser power was adjusted at the optical-sensor saturation limit (shown in red in Fig. 2) finally corresponding to approximately 13 % of the maximum power.

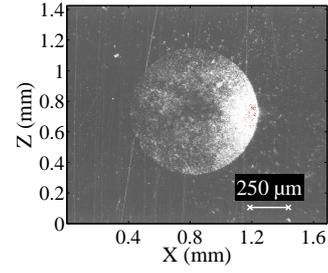


Fig. 2 Polished and indented specimen used for scaling and laser intensity tuning.

As the lighting was calibrated using the polished indented specimen shown in Fig. 2, only a few thousand of the 65536 grey levels were exploited using the machined specimens. Therefore, all the exposed pictures in this article are 8-bit-lightened and compressed versions of the 16-bit full-definition pictures used for the DIC.

2.2 Cutting test configuration

As shown in Fig. 1, a special experimental set-up for orthogonal cutting was integrated into a DMG DMC85V computer-numerical-control (CNC) milling machine. The tool was clamped in a square fixed on the spindle nose. A given cutting speed was achieved by translating the slide along the x-axis in the negative direction (from right-to-left). The uncut chip thickness was adjusted by tuning the z-axis of the milling machine. A riser block clamped on the machine table was used to level the sample with the imaging device optical axis. This planing configuration offers the advantage of zero motion between the sample and optical device assuring a low level of blurring.

The machined specimens used in this study were $40 \times 15 \times 4$ mm³ cuboid specimens that were roughly produced via milling from wrought aluminium alloy blanks (EN AW-7020-T6). Then, the observation surface on the specimen side was treated in order to obtain an appropriate roughness for the DIC, as detailed below (section 3.1).

The orthogonal cutting configuration was obtained by planing the top of the specimen with a tungsten carbide insert (rake angle $\gamma = 20^\circ$; clearance angle $\alpha = 5^\circ$; ISO K20 grade), which was specially ground from ARNO Profil-Cut inserts. The tool edge radius was measured to be $r_n = 3.9 \pm 1.5$ μm using a Somicronic Surfscan mechanical profilometer. The observed side of the insert that was first plane ground parallel to the working plane P_f , was positioned 0.02 mm in front of the specimen (y-direction) and remained in the depth of field.

The maximum achievable cutting speed was 120 m/min, and LaVision DaVis software, ensuring that each frame which was the highest feasible speed for the linear motor drive of the machine employed in this study. In order to reduce the dynamic loads on the imaging device before the image acquisition, the machine acceleration was limited to 8 m/s² (instead of 14 m/s²) using motion-synchronous actions available for the Siemens 840D numerical control (NC) used in this study.

A Kistler 9119AA2 piezoelectric dynamometer with a 5019A charge amplifier was used to measure the forces applied on the workpiece during the cutting test.

2.3 Acquisition device synchronisation

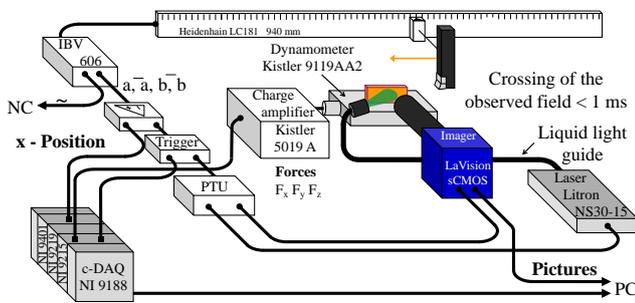


Fig. 3 Schematic of acquisition and synchronisation device.

As a result of the small observation field and the high cutting speed, the tool passed through the field of view in less than 1 ms at 120 m/min; thus, reliable synchronisation between the tool position and the imaging system was required. The imaging device was triggered by a dedicated system, which was based on signal counting of the linear encoder of the machine-tool x-axis. A Heidenhain IBV606 splitter box was positioned between the Heidenhain LC181 encoder and the NC. This splitter box duplicated the position sinusoidal signals a and b and their conjugates (16- μ m step), converting them into transistor-transistor logic (TTL) signals and performing an $\times 2$ interpolation as shown in Fig. 3. The interpolated signals were sent to a high-speed 32-bit quadrature counter chip used in the $\times 4$ mode. Thus, a 2- μ m x-position resolution was achieved. It should be noted that the triggering-device counting rate was 16 GHz, which allowed theoretical cutting speeds of more than 7000 m/min. In contrast, this speed was limited to 90 m/min when these tests were first introduced, and therefore previous experiments were conducted under that limit [26, 27].

Synchronisation was achieved between the camera and the laser using a programmable timing unit (PTU)

of the pair was illuminated by one laser flash only.

A National Instrument cDAQ-9188 chassis, with a NI 9215 analogue input module and a NI 9401 digital counting data acquisition module, were used for synchronous recording of the following signals with the same clock time: the three components of the cutting force, the x-position, and the PTU triggering signal.

For each cutting test, double frames were acquired before, during, and after the cut as shown schematically in Fig. 4. The frame pairs were denoted P_i with $i=\{0, \dots, 4\}$. The first frame for each pair was denoted f_0 , while the second frame was f_1 . By applying the DIC to the frame combinations, the chip formation, the total or residual strains, and the DIC performances could be analysed as follows:

- "During cutting" frame f_1 was compared to "during cutting" frame f_0 ($P_2\{f_1/P_2f_0\}$), allowing calculation of the kinematic field during the chip formation (primary shearing);
- The "during cutting" frame pair was compared to the "pre-cutting" frame pair ($P_2\{f_0, f_1\}/P_1\{f_0, f_1\}$), allowing calculation of the total strain field in the subsurface due to the cutting process;
- The "post-cutting" frame pair was compared to the "pre-cutting" frame pair ($P_3\{f_0, f_1\}/P_1\{f_0, f_1\}$), in order to evaluate the residual strains only;
- The "pre-cutting" frame pair was compared to another "pre-cutting" frame pair ($P_1\{f_0, f_1\}/P_0\{f_0, f_1\}$), in order to evaluate the entire experimental uncertainty of the displacement measurement.

As the exposure times of the two frames were inequivalent, f_0 was always used for analysis of the "during/pre-cutting" pairs (P_2f_0/P_1f_0) and the "post-/pre-cutting" pairs (P_3f_0/P_1f_0). This approach was employed in order to reduce the noise induced by the ambient light, which was non-zero, despite the careful caulking of the milling machine.

3 A priori DIC performance

The aim of this section is to evaluate, a priori, the performance of five surface preparation treatments in terms of DIC. The surface parameters are analysed with respect to the quality and uncertainty, which can be determined for each marking by analysing reference images (or "pre-cutting" images). First, criteria from the software are employed; then, a metrological investigation of the DIC uncertainty is conducted.

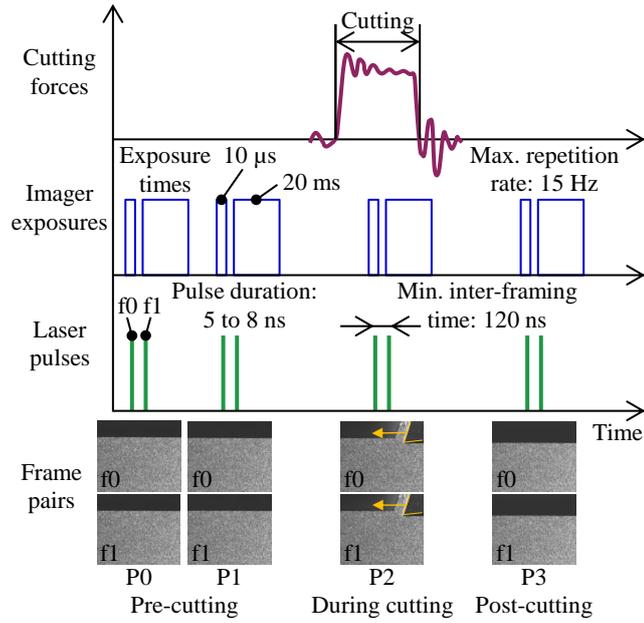


Fig. 4 Schematic of experimental time chart.

3.1 Surface preparation of machined specimens

In this study, the observed sides of the specimens were first mirror polished. Then, one specimen was plunged into a Keller etchant bath for 30 s. The other specimens were blasted with glass micro-beads having diameters of 50 to 100 μm, under several blasting pressures: 1, 2, 3, or 5 bar. The resultant surface textures are shown in Fig. 5. It should be noted that a similar roughness to micro-bead blasting has been obtained via electro-discharge machining (EDM) of a hardened steel [26].

As the grey-level textures of the images are given by the diffuse reflection of the laser on the rough specimen surfaces, the observed surface roughness was measured using a Veeco (USA) Wyko NT1100 interferometer. For each marking type, five different $1.2 \times 1.2 \text{ mm}^2$ areas were measured and the following roughness parameters were chosen as being representative of the DIC performance:

- The peak density S_{pd} , which is linked to the marking fineness;
- The mean peak curvature S_{pc} , which is linked to the grey level fluctuation.

The average values of these two parameters, together with the arithmetical mean height S_a for the five measurements of each marking are given in the Table 1.

In order to evaluate the impact of the roughness on the DIC, the correlation radius criterion defined in [19] was applied.

This criterion represents the percentage of mesh elements, called ZOIs, that contain sufficient grey-level

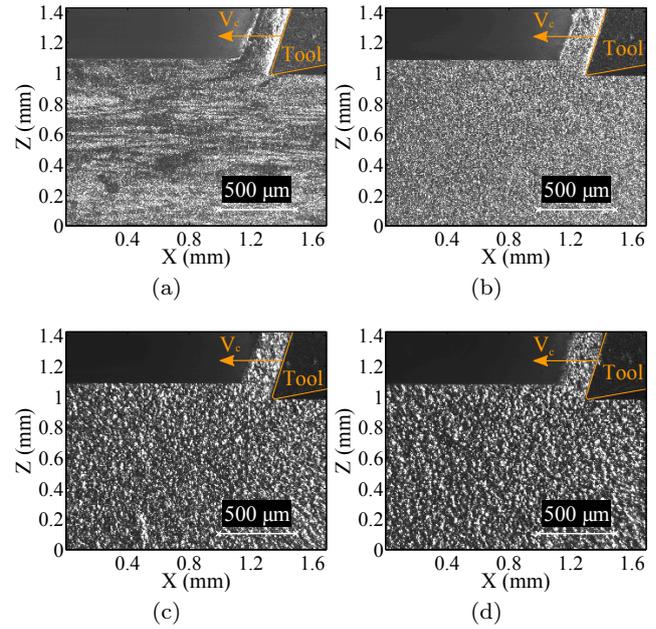


Fig. 5 Examples of surface preparations: (a) Etched or blasted at (b) 1, (c) 2, or (d) 5 bar.

Surface preparation (bar)	S_{pd} (peaks/mm ²)	S_{pc} (1/mm)	S_a (μm)
1	1230	107	0.31
2	440	181	0.67
3	476	343	1.06
5	430	447	1.46
etched	94.3	34.2	0.03

Table 1 Influence of micro-blasting pressure or etching on surface texture.

fluctuations to perform the correlation. The minimal element size l of the employable ZOIs was determined using this criterion. Table 2 clearly shows that for all surface textures, a minimal ZOI size of ten pixels was required.

In order to conduct an identical analysis for every preparation type, an $l = 12 \text{ px}$ element size (7.9 μm) was employed for all the subsequent investigations.

3.2 Measurement uncertainties

From 30 reference frame pairs (RP p , $p = \{1, \dots, 30\}$) of each marking, the displacement field between the frames f0 of the pair RP1 (RP1f0) and the p -th (RP p f0) of the 29 other pairs $\underline{U}_{p/1}$ was calculated for $l = 12 \text{ px}$ (196×232 elements). Then, the uncertainties were estimated by calculating the standard deviation of each node displacement U_n for either the x- or z-direction

Surface preparation (bar)	% of validated ZOI vs l :		
	6 px	8 px	10 px
1	20.5	87.0	99.4
2	20.6	85.9	99.0
3	22.3	84.0	98.0
5	22.9	83.4	97.6
etched	22.7	88.3	99.5

Table 2 Number of ZOI satisfying correlation radius criterion for three element sizes l : 6, 8, and 10 pixels.

as shown in Eq. 3. Therefore, each node (acting as a displacement probe) was qualified in terms of accuracy. Note that the standard deviations were considered because the mean values were equal and represented rigid body motion of the entire observed area.

$$\sigma_{U_{x,z} n} = \sqrt{\frac{1}{P-1} \sum_{p=2}^{P=30} (U_{x,z p/1 n} - \bar{U}_{x,z n})}. \quad (3)$$

Hence, uncertainty maps were obtained for each marking as shown in Figs. 6(a) and 6(b) for the polished-etched sample and the most finely micro-blasted specimen (1 bar), respectively. The sample subjected to the micro-blasted preparation treatment yielded a homogeneous error distribution on the sensor; whereas, the polished-etched specimen exhibited strips of uncertainty levels. Comparison of those strips with the reference image indicates a match with the exposed grains that were deformed during the currying process of the blank. Based on these observations, the etched samples are not preferable for the DIC measurements because of the inhomogeneity of the uncertainty induced by the surface preparation.

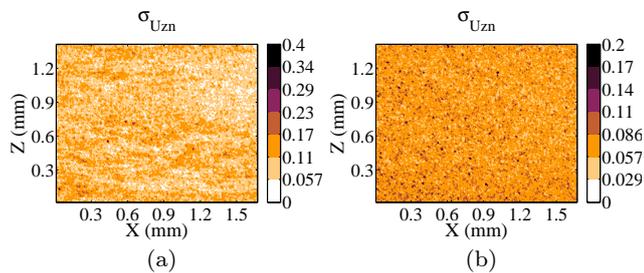


Fig. 6 Uncertainty maps in z-direction for two specimens subjected to different surface preparations: (a) Etched; (b) Blasted under 1-bar pressure.

Next, the frequency distributions of the uncertainties over the mesh (196×232) were compared and fit

to a theoretical standard distribution according to a 95% confidence Pearson's χ^2 test. Hence, the markings could be compared against the average uncertainties, $\bar{\sigma}_{U_{x,z}}$, and the standard deviations of the uncertainties on the sensor, $\sigma_{\sigma_{U_{x,z}}}$, where

$$\bar{\sigma}_{U_{x,z}} = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N \sigma_{U_{x,z} n}, \quad (4)$$

$$\sigma_{\sigma_{U_{x,z}}} = \sqrt{\frac{1}{N-1} \sum_{n=1}^N (\sigma_{U_{x,z} n} - \bar{\sigma}_{U_{x,z}})^2}. \quad (5)$$

The average uncertainty represents the ability of the complete measurement device to record the kinematic fields precisely. All sources of noise were taken into consideration: the milling-machine vibrations, the surface preparation techniques, the optics, the image sensor, and the digital image correlation. Note that the standard deviation of the uncertainty represents the homogeneity of the accuracy over the image sensor. Ultimately, the surface preparation yielding the highest homogeneity over the sensor and the lowest average uncertainty is preferred. That measurement corresponds to the highest possible precision over the entire sensor. As summarised in Table 3, the 1-bar blasted surface appears to correspond to the optimal preparation in terms of DIC.

The uncertainty analysis was also performed by considering the DIC between f0 and f1 for each of the 30 picture pairs. The obtained uncertainty levels are in the same order as those previously obtained between the RPpf0, $p = \{2, \dots, 30\}$, and the RP1f0 frames. Therefore, the two laser heads, which ensured the lighting, were appropriately calibrated, because the difference between the Ppf0/P1f0 frames (same laser head) was not greater than that between the RPpf1/RPpf0 frames (different laser heads).

Through this preliminary analysis of the DIC performance and also as a result of the complete experimental set-up, it has been shown that the etched preparation induces heterogeneity of the uncertainties, unlike the micro-blasted surfaces. The minimal element size (12 px) and the uncertainties were computed indicating that the lower micro-blasting pressure (1 bar) seems to be more appropriate for the DIC calculation. Furthermore, because of the time required to compute the DIC on the 30 heavy pictures (2560×2160 px, 16-bit encoded, approximately 30 min), this prior analysis was performed once for the entire image sensor. Finally, using the "pre-cutting" picture pairs (P0 and

Surface preparation (bar)	DIC mean uncertainty (μm)	Standard deviation (μm)
1	0.088	0.025
2	0.101	0.035
3	0.120	0.041
5	0.111	0.037
etched	0.119	0.039

Table 3 Uncertainty analysis of specimen preparations based on 30 images of the same area, analysed using DIC.

P1), which were obtained before the cut, it was possible to determine the order of the DIC accuracy. Therefore, the procedure could be shortened to 1 min. This shorter procedure could also be applied to determine the optimal lighting configuration because of the high sensitivity of the DIC uncertainty to the grey levels.

4 Application of DIC strategies and numerical methods for double-frame imaging to orthogonal cutting

The aim of this section is to present two numerical methods developed for primary shear angle detection and residual strain field calculation.

4.1 Automatic primary shear angle measurement

The picture pair taken during the cut (P2f0/P2f1) allowed analysis of the chip formation. The inter-framing time was set to 15 μs , corresponding to 23- μm displacement of the tool in the cutting direction. The tool motion constrained the movement of the primary shear plane (PSP). By applying DIC near the cutting tool tip, the kinematic fields in the primary shear zone were measured as shown in Fig. 7 through a magnitude representation of the field.

A 2- μm threshold was employed in order to detect the PSP. For each line of the DIC grid, the position of this lower limit value was detected. The column and the line indexes were then used to evaluate the line equation of this PSP via a least mean square regression. As a result, the primary shear angle between the PSP and the free surface was calculated (normally horizontal).

An automatic detection procedure for the unmachined surface was defined as follows in order to dispense with a possible tilting error of the free surface, which may have been induced by misorientation of the camera. A grey-level threshold was calculated out of the specimen based on the following criterion: 110 % of the

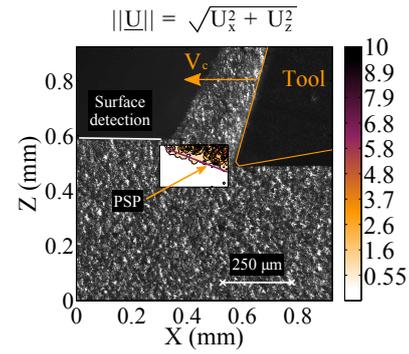


Fig. 7 Displacement field in primary shear zone for automatic measurement of shear angle.

mean grey level value in a 200×50 -px square region at the top left of the image (outside the workpiece). Fifteen strips of 50-px width and 2160-px height (the image height) equally distributed in the first half (from the left to the centre) of the picture were extracted. The mean values of the grey level over the 50 px for each pixel line were calculated and compared to the threshold. The mean values were found to exceed the threshold when the analysed pixel line was inside the material. Using the information on the unmachined surface position over the 15 strips, a linear least mean square regression was performed in order to estimate the surface tilt.

4.2 Special strain calculation procedure to obtain residual strain fields induced by orthogonal cutting

Particular attention was paid to the DIC as a result of a specific aspect related to cutting experiments, which is uncommon in mechanics: partial vanishing of the image corresponding to the removed material. If the ROI contained pixels within the removed material, an extremely large tension would be computed for the ZOIs containing this material, so as to satisfy the grey-level conservation principle. The DIC measurements would then be inaccurate. The use of the P1f0 frame as reference image did not allow the newly formed free surface limit to be estimated accurately. Therefore, the depth beneath the free surface for which the residual strains was not computed was increased. For the DIC, this adds the constraint that the P3f0 frame (after the cut) must be used as the reference frame, while the P1f0 frame (before the cut) must be used as the deformed frame, corresponding to I and J in Eq. 1, respectively. The P3f1 and P1f1 frames are also suitable for the calculation; therefore, the f0 index will no longer be mentioned. In this study, automatic detection of the free surface was used to guarantee that the selected ROI was inside the specimen, with 10 px (6.6 μm) remaining between

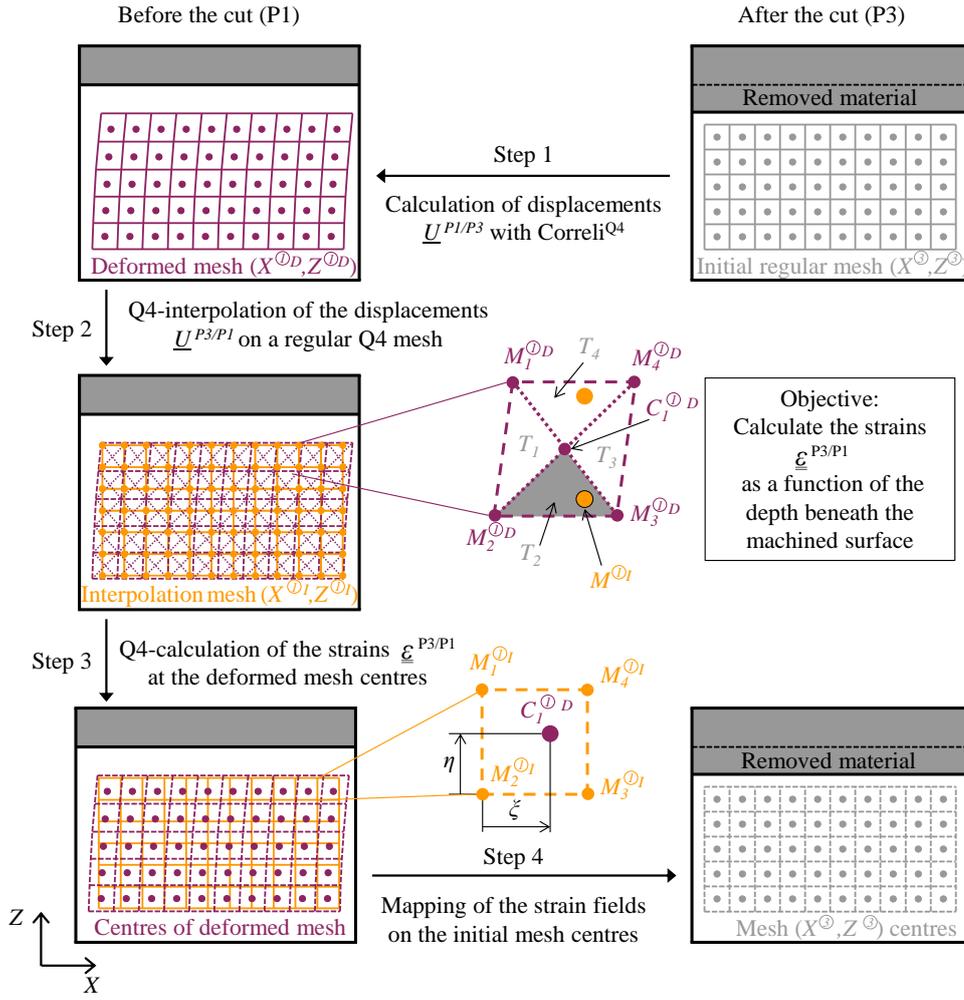


Fig. 8 Protocol for residual strain field calculation in order to manage cut-induced partial vanishing of material.

the ROI and the top of the specimen. Thus, the residual strain was measured as closely to the machined surface as possible.

In order to be able to compare DIC results with post-mortem measurements (residual stress, hardness), the state of interest has to be obtained after the cut, which corresponds to the mechanically deformed configuration. Last but not least, using the "post-cutting" pair as reference image allows to know the strain field over a regular mesh on deformed configuration that usually correspond to the post-mortem measurements.

This explains why a special strain calculation method, presented in Fig. 8, was developed in order to express the machining induced strains ($\underline{\epsilon}^{P3/P1}$) as functions of the depth beneath the machined surface. A direct calculation of the strains from the displacement field $\underline{U}^{P1/P3}$ would lead to $\underline{\epsilon}^{P1/P3}$ (the strain applied in order to retrieve the initial state), which is inequivalent to the opposite of the strain applied from the initial state to the machined state $\underline{\epsilon}^{P3/P1}$.

As step 1, the DIC calculation (performed with CorreliQ4) provided information on $\underline{U}^{P1/P3}$, the displacement field to reshape the P1 image over the P3 image at the regular mesh coordinates (X^{O}, Z^{O}) . Then, the kinematic field at the mesh centres was calculated with Q4P1 interpolation over the regular grid. The deformed mesh (X^{O_D}, Z^{O_D}) was computed as shown in Eq. 6. Thus, this calculation step corresponds to a "classical" DIC calculation of the field between the machined and unmachined specimens.

$$(X^{O_D}, Z^{O_D}) = (X^{O}, Z^{O}) + \underline{U}^{P1/P3}. \quad (6)$$

As step 2, a regular mesh (X^{O_I}, Z^{O_I}) inside the deformed mesh (X^{O_D}, Z^{O_D}) was chosen with an element size of the same order as the original mesh. The nodal displacements of this regular mesh were calculated using a T3P1 shape function interpolation of the displacement field $\underline{U}^{P3/P1} = -\underline{U}^{P1/P3}$ at each node of the deformed mesh. The use of these shape functions

guaranteed an interpolation with the same linear kinematic basis as for the DIC. Thus, there was no increase in the numerical noise induced by the DIC calculation during this numerical procedure. Mathematically, this process is conducted as follows: Each deformed cell $[M_1^{\textcircled{D}}, M_2^{\textcircled{D}}, M_3^{\textcircled{D}}, M_4^{\textcircled{D}}]$ is decomposed into four triangles (T_1, T_2, T_3, T_4) by the centre of the cell $C_1^{\textcircled{D}}$. The displacements at $M_{i=1\dots 4}^{\textcircled{D}}$ and $C_1^{\textcircled{D}}$ are known from the previous step. For each interpolated point $M^{\textcircled{I}}$, the containing triangle is selected and the displacements are calculated using the three corner displacements with the T3P1 shape functions. The displacement field $\underline{U}^{P3/P1}$ is now known over a regular mesh. Thus, the strain field knowledge at each node of $(X^{\textcircled{I}}, Z^{\textcircled{I}})$, from the unmachined state is obtained in a straightforward manner through simple differentiation of the displacements.

Finally as step 3, a Q4P1 interpolation of the strain field at the deformed mesh centres ($C_1^{\textcircled{D}}$) is computed in order to map the strain fields at the initial mesh centres.

To draw a clear representation of the strain field induced by the machining operation, this field is overlaid on the image after the cutting operation (P3f0) (step 4).

5 DIC results and repeatability relative to cutting process

The aim of this section is to present the characteristics relative to the orthogonal cutting operation, which can be measured via DIC using the experimental device and the proposed numerical methods.

5.1 Primary shear zone characteristics

The automatic shear angle measurement procedure based on DIC presented in section 4.1 was applied to the 1-bar micro-blasted surfaces. Further, the usual method for shear angle measurement as defined in the Merchant Theory (shear plane) was employed by measuring the angle formed by the line from the unmachined surface to the tool tip along the root of the chip. The results obtained from both methods are presented in Table 4 as mean values and standard deviations from the analysis of 10 image pairs. In addition, using the mean measured forces (cf. Table 5) and the tool geometry, it is possible to compute the Merchant [28] model and Lee and Shaffer [29] model predictions for the shear angle ϕ . Both methods for shear angle determination (automatic and shear plane) yield a lower value than those predicted by the two models. The hypothesis in which non curling of

PSP detection	Shear angle	
	Mean values (°)	Standard deviations (°)
Automatic	29.6	6.3
Shear plane	28.3	3.9
Models		
Merchant	38.1	0.3
Lee and Shaffer	31.1	0.8

Table 4 Comparison between primary shear angles that were automatically detected, measured from the line between the root of the chip and the tool tip for 10 analysed tests, and predicted using the Merchant and the Lee and Shaffer models.

Forces/b	Mean values	Standard deviations
	(N/mm)	(N/mm)
f_c	87.7	1.2
f_D	21.6	1.5

Table 5 Cutting force mean values and standard deviations for 10 trials per unit length of rectilinear edge.

the chip is assumed in these models may be the source of the obtained disparity. Those conclusions were also found by Sutter [10].

5.2 Displacement fields induced by cutting process

First, a 5-px maximum deviation was found for the tool repositioning by detecting the Vickers indent formed on the side of the tool beforehand. This result demonstrates the good performance of the triggering device. However, to increase the analysis performance, the 10 repetitions on the sample prepared via 1-bar micro-blasting were resized in order to place the tool in precisely the same position in the images.

Then, the displacement fields induced by the cutting process could be measured by performing DIC between the P2 and P1 picture pairs with $l=12$ px. The mean displacement fields and the standard deviation fields in both the x- and z-directions at each mesh node were computed and are presented in Fig. 9. Figs. 9(a) and 9(b) show the mean fields of the 10 repetitions performed under identical conditions. The smooth shapes of the fields were well measured and resulted from the elastically behaving part deep inside the specimen as show in [30]. From analysis of the standard deviation maps (Figs. 9(c) and 9(d)), it is apparent that this part of the field is repeatable. When considering areas closer to the tool tip and the primary shear plane, the standard deviation increases showing less repeatable kin-

matic fields. This can be explained by the observed variation of the PSP angle between trials that modifies locally the boundary conditions (see §5.1).

Finally, below the cutting edge, a layer of a few dozen microns exhibits a large deviation, which can be explained by considering a plastically deformed layer (that localised arbitrary) that is characteristic of the surface integrity engendered by the cutting process.

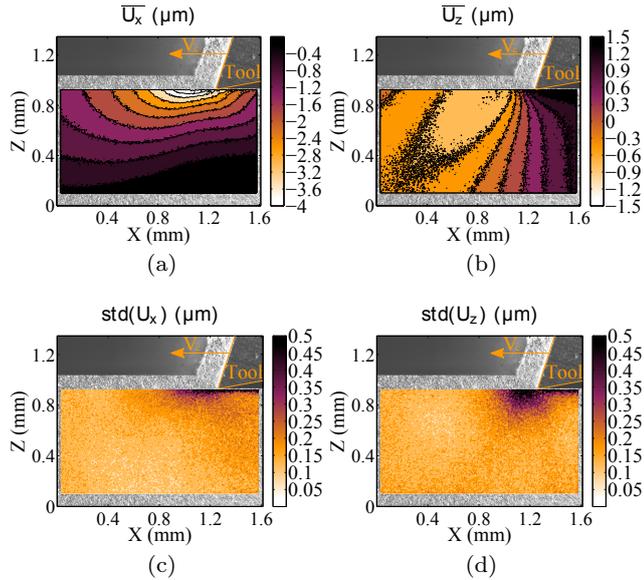


Fig. 9 Displacement fields induced during cutting process ($V_c = 90$ m/min, $h = 0.1$ mm) of 1-bar micro-blasted sample: Mean values in (a) x- and (b) z-directions; Standard deviations in (c) x- and (d) z-directions. All results are for 10 repetitions.

5.3 Residual strain fields resulting from the cut

The numerical procedure proposed in section 4.2 was applied to the 1-bar sample over the 10 repetitions in order to determine the equivalent residual strain field ε_{eq} in the material after the cut as calculated in [31]. Knowledge of the strain field at the centre of the regular mesh (X^{\otimes}, Z^{\otimes}), allows the mean values of the field to be considered line-by-line as shown in [27]. The mean value and the standard deviation of the equivalent strain field along the z-direction (line-by-line) are shown in Fig. 10(a). By considering the previously determined DIC uncertainty (section 3.2), the equivalent strain uncertainty was calculated using the error propagation. The $0.088\text{-}\mu\text{m}$ displacement uncertainty induced a 0.006 uncertainty on the equivalent strain (ε_{eq}). Thus, the equivalent plastic strain calculated inside the specimen was

of the order of the uncertainty. The error bars, showing two times the standard deviation, remained below the uncertainty level of the equivalent plastic strain calculation.

Fig. 10(b) shows the mean value of the equivalent strain field with respect to the depth beneath the machined surface for the 10 repetitions. Good repeatability of the aluminium machining process was obtained from the perspective of the surface integrity, as shown by the closeness of the curves. Thus, the plastically affected depth can be measured as being approximately $60\ \mu\text{m}$, in the present case, by detecting the depth before which the equivalent strain is higher than the uncertainty.

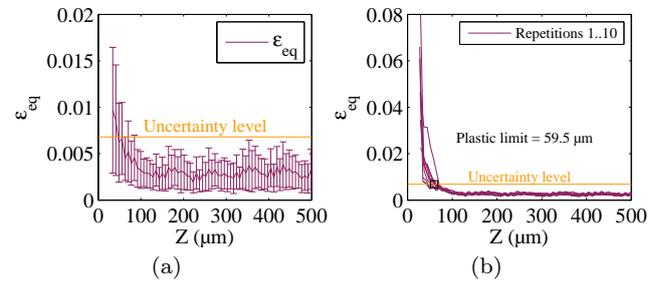


Fig. 10 Equivalent strain generated by cut versus depth (1-bar blasted surface): (a) Mean value and standard deviation along z-axis of ε_{eq} field for repetition 1; (b) Line-by-line mean values of repetitions 1 to 10 and plastic limit determination.

6 Conclusions and Outlook

An experimental set-up for monitoring orthogonal cutting tests using DIC was demonstrated. Particular attention was paid to qualifying and setting the lighting device and the image scaling. Using a linear driven milling machine, cutting tests with rates of up to 120 m/min can be achieved (limited to 90 m/min in the present study). A specially developed triggering device allowed repetitions to be performed easily and with great repeatability (less than $4\text{-}\mu\text{m}$ deviation of the tool position in the images).

Five surface preparations for examination via DIC were prepared and compared: the revealed microstructure (usually employed in machining) and four surfaces textured via micro-blasting at different pressures. Although the five specimens subjected to different preparation procedures did not exhibit differences in terms of the correlation radius criterion, the 1-bar blasted surface exhibited the lowest uncertainty considering the 30 repetitions were performed on the same area. The study of the DIC accuracy confirmed the choice of S_{pd}

and S_{pc} as indicators of the future quality of the surface preparation. A high peak density (S_{pd}) with low curvature (S_{pc}) is preferred. Furthermore, the 1-bar surface exhibited the highest homogeneity throughout the specimen, whereas the etched specimen exhibited the lowest homogeneity. As a result of currying, the material texture was thus oriented leading to heterogeneity of the DIC. The preliminary analysis estimates an uncertainty of less than $0.1 \mu\text{m}$ on the displacement fields.

After having proposed a primary shear angle detection procedure, results were compared to commonly used models for this angle prediction, namely, the Merchant and the Lee and Shaffer models. These models overestimated the shear angle compared to the experimental tests.

Then, the displacement fields induced during the cutting process were investigated by comparing image pairs taken before and during the cut. Significant repeatability of the engendered fields in the material was observed during the aluminium alloy machining. The obtained fields can be used to further material law identification via numerical simulations.

Finally, a special procedure for residual strain calculation was developed in order to manage the removed material, which contradicts the grey level conservation principle of the DIC. The equivalent strain maps were drawn and a $0.006\text{-}\varepsilon_{eq}$ uncertainty level was estimated. This level was employed to detect the plastic layer remaining in the material at a depth of approximately $60 \mu\text{m}$.

Contrary to recently reported studies, particular attention was paid to the subsurface with reduced emphasis on the chip. The kinematic fields in the material during the cut are direct data that can be compared to numerical simulations. In the near future, both the macroscopic data (cutting forces, shear angle, chip thickness) and the local data (recorded kinematic fields) will be employed to validate a multiphysics cutting model. Knowledge of the thermal field produced in the material will also be invaluable for improvement of the simulation accuracy.

Acknowledgements The authors acknowledge the Institut Carnot ARTS for their financial support through the UsiCor-Surf project. They also gratefully thank ADEME and NTN-SNR for their support through the WindProcess project.

References

- Moussaoui K, Mousseigne M, Senatore J, Chieragatti R (2015) The effect of roughness and residual stresses on fatigue life time of an alloy of titanium. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 78(1):557–563
- Gravier J, Vignal V, Bissey-Breton S (2012) Influence of residual stress, surface roughness and crystallographic texture induced by machining on the corrosion behaviour of copper in salt-fog atmosphere. *Corrosion Science* 61:162–170
- Denkena B, Grove T, Dittrich MA, Niederwestberg D, Lahres M (2015) Inverse determination of constitutive equations and cutting force modelling for complex tools using oxley's predictive machining theory. *Procedia CIRP* 31:405–410
- Calamaz M, Coupard D, 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(3-4):275–288
- Mabrouki T, Girardin F, Asad M, Rigal JF (2008) Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351). *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48(11):1187–1197
- Chen G, Li J, He Y, Ren C (2014) A new approach to the determination of plastic flow stress and failure initiation strain for aluminum alloys cutting process. *Computational Materials Science* 95:568–578
- Wright PK, Horne JG, Tabors D (1979) Boundary conditions at the chip-tool interface in machining: comparison between seizure and sliding friction. *Wear* 54:371–390
- Poulachon G, Moisan A (2000) Hard turning: Chip formation mechanisms and metallurgical aspects. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 122(3):406–412
- Childs THC (1971) A new visio-plasticity technique and a study of curly chip formation. *International Journal of Mechanical Sciences* 13(4):373–387
- Sutter G (2005) Chip geometries during high-speed machining for orthogonal cutting conditions. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 45(6):719–726
- Pujana J, Arrazola PJ, Villar JA (2008) In-process high-speed photography applied to orthogonal turning. *Journal of Materials Processing Technology* 202(1-3):475–485
- Hijazi A, Madhavan V (2008) A novel ultra-high speed camera for digital image processing applications. *Measurement Science and Technology* 19(8):085503
- Arriola I, Whitenton E, Heigel J, Arrazola PJ (2011) Relationship between machinability index and in-process parameters during orthogonal cut-

- ting of steels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 60(1):93–96
14. List G, Sutter G, Bi XF, Molinari A, Bouthiche A (2013) Strain, strain rate and velocity fields determination at very high cutting speed. *Journal of Materials Processing Technology* 213(5):693–699
 15. Pottier T, Germain G, Calamaz M, Morel A, Coupard D (2014) Sub-millimeter measurement of finite strains at cutting tool tip vicinity. *Experimental Mechanics* 54:1031–1042
 16. Sutton MA, Wolters WJ, Peters WH, Ranson WF, McNeill SR (1983) Determination of displacements using an improved digital correlation method. *Image and Vision Computing* 1(3):133–139
 17. Sutton MA, Orteu JJ, Schreier HW (2009) Digital image correlation (DIC), *Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements: Basic Concepts, Theory and Applications*, chapter 5, 81–118, Springer US, Boston, MA
 18. Bornert M, Hild F, Orteu JJ, Roux S (2012) Digital Image Correlation, chapter 6, 157–190, John Wiley & Sons, Inc., doi:10.1002/9781118578469.ch6
 19. Besnard G, Hild F, Roux S (2006) "Finite-Element" displacement fields analysis from digital images: Application to Portevin - Le Châtelier bands. *Experimental Mechanics* 46(6):789–803
 20. Hild F, Roux S (2012) Comparison of local and global approaches to digital image correlation. *Experimental Mechanics* 52(9):1503–1519
 21. Ghadbeigi H, Bradbury SR, Pinna C, Yates JR (2008) Determination of micro-scale plastic strain caused by orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 48(2):228–235
 22. Ghadbeigi H, Pinna C, Celotto S (2012) Quantitative strain analysis of the large deformation at the scale of microstructure: Comparison between digital image correlation and microgrid techniques. *Experimental Mechanics* 52(9):1483–1492
 23. Hanson RK (1988) Planar laser-induced fluorescence imaging. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer* 40(3):343–362, special Issue on Quantitative Spectroscopy and Laser Diagnostics
 24. Peterson PD, Mortensen KS, Idar DJ, Asay BW, Funk DJ (2001) Strain field formation in plastic bonded explosives under compressional punch loading. *Journal of Materials Science* 36(6):1395–1400
 25. Zhang D, Zhang XM, Xu WJ, Ding H (2016) Stress field analysis in orthogonal cutting process using digital image correlation technique. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* doi:10.1115/1.4033928
 26. Baizeau T, Campocasso S, Fromentin G, Rossi F, Poulachon G (2015) Effect of rake angle on strain field during orthogonal cutting of hardened steel with c-BN tools. *Procedia CIRP* 31:166–171
 27. Outeiro JC, Campocasso S, Denguir LA, Fromentin G, Vignal V, Poulachon G (2015) Experimental and numerical assessment of subsurface plastic deformation induced by OFHC copper machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 64(1):53–56
 28. Oxley PLB (1962) Shear angle solutions in orthogonal machining. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 2(3):219–229
 29. Lee E, Shaffer B (1951) The theory of plasticity applied to a problem of machining. *Journal of Applied Mechanics* 18(4):405–413
 30. Baizeau T, Campocasso S, Rossi F, Poulachon G, Hild F (2016) Cutting force sensor based on digital image correlation for segmented chip formation analysis. *Journal of Materials Processing Technology* doi:10.1016/j.jmatprotec.2016.07.016
 31. Buchkremer S, Klocke F, Lung D (2014) Analytical study on the relationship between chip geometry and equivalent strain distribution on the free surface of chips in metal cutting. *International Journal of Mechanical Sciences* 85:88–103

Bilan

Malgré les contraintes sévères imposées par le contexte de l'usinage, nous venons de voir dans ce chapitre qu'il est possible, moyennant des précautions, de mettre en place une expérimentation de prise d'images pendant la coupe en rabotage. L'utilisation de moteurs d'axes de technologie linéaire a permis d'atteindre des conditions de coupe jusqu'alors inexplorées en configuration où la pièce est fixe. C'est par l'utilisation d'un système d'imagerie initialement dédié à la mécanique des fluides rapides et le choix des configurations expérimentales que l'étude des champs de déplacement dans la matière a été possible. Les précautions et les développements réalisés pour l'expérimentation ont permis l'obtention d'images nettes et fortement résolues. La bonne performance du système de déclenchement de l'imagerie (plus amplement détaillé en annexe B) permet la réalisation d'essais de manière aisée et en grande série. Dans la pratique, deux moyens d'imagerie peuvent équiper de façon interchangeable cette expérimentation comme détaillé en annexe A.

Avec les images obtenues, il a été possible d'employer une méthodologie globale de corrélation d'images basée sur un maillage éléments finis. Pour une taille de maille inférieure à 10 μm , une faible incertitude de mesure (de l'ordre de 0.08 μm) a été atteinte. Une même analyse d'incertitude de mesure pour la caméra ultra-rapide classique a été conduite dans des conditions identiques. Avec des paramètres d'imagerie fixés à 50 000 images/s, un temps d'exposition à 1/100 000 s et une définition de 640 \times 600 pixels, une incertitude moyenne de mesure de 0.22 μm est obtenue pour une préparation de surface par microbillage à 1 bar.

L'étude des incertitudes de mesure a aussi permis de proposer des indicateurs de la qualité de préparation de surface du point de vue de la corrélation d'images : la densité de pics S_{pd} ainsi que leur courbure moyenne S_{pc} . L'utilisation d'un procédé aléatoire de texturation de la surface (ici par microbillage) permet l'obtention d'une incertitude de corrélation homogène sur l'ensemble de l'image contrairement à l'utilisation d'une texture révélée par attaque chimique des joints de grains. Mais selon le matériau à préparer, la technique de texturation de la surface peut être adaptée dans le but d'atteindre une surface avec une densité et une courbure de pics importantes. En effet, dans le cas d'un matériau fortement ductile, l'écaillage superficiel induit par le microbillage a-t-il un impact sur les déformations superficielles de la pièce ? Lorsqu'il est décidé d'analyser l'influence de la microstructure (tailles de grains ou orientation de ceux-ci) sur la coupe, n'est-il pas pertinent de révéler cette dernière par attaque chimique, même si les incertitudes seront corrélées à la microstructure rendue apparente ?

Différentes stratégies de traitement des mesures par corrélation des images obtenues avant, pendant et après la coupe ont permis le relevé des grandeurs macroscopiques de la coupe. Il est possible de mesurer l'angle de cisaillement primaire, les caractéristiques géométriques du copeau pendant et après sa formation. Les images ont surtout permis d'enregistrer des données microscopiques que sont les champs de déformation induits par la coupe dans la pièce, ainsi que les déformations résiduelles de l'usinage. Enfin, pour conduire une analyse des champs de déformations résiduelles dans la pièce, une procédure de calcul a été établie afin de gérer la mauvaise prise en compte de l'enlèvement de matière,

caractéristique de l’usinage. La méthode mise au point pendant la thèse pour l’analyse des déformations résiduelles a été appliquée en support des travaux d’une collègue doctorante, Lamice DENGUIR [Denguir, 2016], pour le contrôle de simulations numériques de la coupe du cuivre, dont les résultats ont été publiés : [Outeiro et al., 2015].

La faisabilité de la mesure de champs cinématiques en usinage pour des conditions représentatives d’une opération de tournage dur a été démontrée dans le cas de la coupe d’un matériau test choisi pour sa bonne usinabilité ainsi que son comportement répétable : matériau homogène isotrope, de structure fine, formant des copeaux continus avec un plan de cisaillement très stable et nécessitant des efforts de coupe faibles. Mais qu’en est-il de la coupe d’un acier dur dont le mécanisme de coupe est différent ? Nous nous proposons, au chapitre suivant, d’utiliser les outils développés précédemment et de les appliquer pour l’analyse de la coupe de l’acier 100 CrMo 7 dans le but de voir l’impact de la géométrie d’outil sur les champs cinématiques dans la pièce.

Chapitre 2

Effect of rake angle on strain field during orthogonal cutting of hardened steel with c-BN tools

Dans ce chapitre, la méthode de corrélation d'images Q4-DIC est appliquée à des essais de coupe de l'acier 100 CrMo 7 traité à 56 HRc avec des outils c-BN. Ces essais ont la particularité d'être réalisés avec des outils à géométrie de coupe négative, typique de la coupe des matériaux durs. Cette géométrie engendre cependant un chargement de compression important et la formation de copeaux festonnés sans que pour autant les déplacements attendus dans la matière soient de grande amplitude. La plus grande dureté du matériau par rapport à celui utilisé pour les tests précédents est un défi important, autant pour la réalisation de la préparation de la surface que pour la tenue des outils de coupe aux chocs de l'entrée en matière. Ainsi, dans un premier temps, les précautions prises pour la préparation des éprouvettes ainsi que la méthode de texturation de celles-ci et les quatre géométries d'outils utilisés sont présentées. Ensuite, les expérimentations de rabotage, conduites dans la même configuration que précédemment, sont analysées. Après avoir extrait les caractéristiques globales de la coupe : angle de cisaillement, modèle d'effort, profondeur plastifiée et géométrie de coupe favorable à la formation des copeaux, les champs de déplacements dans la pièce sont étudiés. L'impact sur les champs de déplacements est exposé pour différents paramètres expérimentaux que sont l'angle de coupe et l'épaisseur coupée. Enfin, une modélisation simplifiée de la coupe est proposée afin de contrôler la forme et l'amplitude des champs de déplacements mesurés. Toutes ces caractérisations sont proposées dans le but de choisir pour la suite des travaux une géométrie de coupe viable et qui limite le chargement mécanique de la sous-surface usinée.

Sommaire

2.1	Introduction	47
2.2	Experimental set-up	48
2.2.1	Acquisition device	48
2.2.2	Tool and machined specimen	49
2.3	Global analysis	50
2.3.1	Chip analysis and tool behaviour	50
2.3.2	Cutting force modelling	50
2.4	Field analysis	50
2.4.1	Displacement fields	50
2.4.2	Elastic FE-Modelling	51
2.4.3	Plastically deformed layer	51
2.5	Conclusions and Outlooks	51
2.6	Acknowledgments - References	52
	Bilan	53



15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations

Effect of rake angle on strain field during orthogonal cutting of hardened steel with c-BN tools

Thomas Baizeau^{a,*}, Sébastien Campocasso^{a,b}, Guillaume Fromentin^a, Frédéric Rossi^a, Gérard Poulachon^a

^aArts et Metiers ParisTech, LaBoMaP, Rue Porte de Paris, 71250 Cluny, France

^bCEA, DAM, Valduc, 21120 Is-sur-Tille, France

* Corresponding author. Tel.: +003-385-595-344. E-mail address: thomas.baizeau@ensam.eu

Abstract

In the case of hard machining of steels, negative rake tools generate compressive deformation and high temperature under the cutting edge, leading to phase transformation or "white layers". The resulting surface integrity can be predicted by numerical simulations which may be validated by comparing simulated and measured strain fields. Recent high speed imaging devices have facilitated strain field measurement by Digital Image Correlation (DIC), even at high strain rates. However, the analyse is generally restricted to the primary shear zone and not to the workpiece under the machined surface. For this study, a double-frame camera and a pulsed Nd:YAG laser, generally used in the field of fluid mechanics, have been employed to record images during an orthogonal cutting operation of a hardened steel. The effect of the rake angle and the edge preparation of c-BN tools on the subsurface displacement field, which has been experimentally investigated by using DIC, are presented in this paper together with an analysis on the origins of the strains. The results of these measurements will be used to validate cutting numerical simulations or to improve hybrid modelling of surface integrity.

© 2015 The Authors. Published by Elsevier B.V. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license

(<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

Peer-review under responsibility of the International Scientific Committee of the "15th Conference on Modelling of Machining Operations

Keywords: Orthogonal cutting; Strain field; High speed imaging; Digital image correlation; c-BN tools

1. Introduction

During machining of hardened steels, the extreme conditions of temperature and stress may lead to phase transformation. In order to predict the surface integrity of the machined part, recent research works have developed more and more complex models of the cutting operations. Chou and Evans [1] used an analytical approach of moving heat source on workpiece to simulate "white layer" formation. Movahhedy *et al.* proposed a Johnson-Cook based finite element modelling in order to determine stress, strain and temperature induced by hard cutting of P20 grade steel [2]. After characterising the "white layer" generated during hard AISI 52100 steel machining [3], Ramesh and Melkote added a phase transformation law and the induced plasticity in a FEM simulation based on Johnson-Cook material law [4]. Umbrello *et al.* proposed an empirical modelling of the "white" and "black" layers formation implemented also in a FEM modelling [5,6]. However, these models are based on material constitutive laws identified at lower strain rates and temperatures than these found in the primary (PSZ), secondary (SSZ) and tertiary (TSZ) shear zones. Moreover, material law parameters are generally identified by comparing simulated and

measured macroscopic outputs like cutting forces, chip morphology or tool/chip contact length. Unfortunately, few experimental datas of the inner part of the workpiece have been collected, whereas the part life time is mainly due to the surface integrity.

Historically, chip formation mechanisms were analysed by post-mortem observations, as it had been investigated by Poulachon and Moisan [7] in the case of hard turning by using quick stop tests (QST). Consequently geometrical parameters such as shear plane angle Φ , or chip thickness h_c can be determined. Strains and strain rates can be estimated by analysing the grain deformations on micrographs when the grain size is coarse enough. Although this technique can be performed during 3D cutting, it is quite hasardous, time consuming and the strain remains only estimated.

In order to measure the strains, the distortion of some markers must be followed. These markers are not limited to the micro-structure or the roughness of the observed surface, and can also be found under different shapes like grids, lines, pads or stains, added or removed to the specimen. These preparations can be performed for instance by lithography printing, spray painting, etching, EDM, micro-blasting or abrasion in or-

der to provide a suitable texture to the observed surface, that will be transformed into grey levels by an imaging device.

Thanks to the development of high performance optical sensors in terms of sensibility, frame rate, exposure time, resolution and noise, high speed imaging devices are now operable for recording images of cutting operations at commonly used conditions of cutting speed V_c and uncut chip thickness h . However, to get accurate measurements with correct spatial resolutions of the strain field, the experimental environment and the full acquisition device employed are also critical.

Among previous works, Pujana *et al.* [8] applied a square grid marking on a 42 CrMo 4 specimen to analyse the PSZ during the cutting process at $V_c = 150$ and $300 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, with a recording rate of 25,000 fps and an exposure time of $8 \mu\text{s}$, corresponding to an inter-framing displacement of 8 % of the grid size at the employed speeds. List *et al.* [9] worked on AISI 1040 steel with a line marked surface at $V_c = 1,020 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ on a ballistic apparatus, but with an overdone uncut chip thickness of 0.63 mm to get enough lines in the PSZ. The revealed micro-structure was used by Potier *et al.* [10] to study a Ti6Al4V at a low cutting speed $V_c = 6 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$, and by Hijazi and Madhavan [11] for a 42 CrMo 4 at $V_c = 300 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ and $h = 0.1 \text{ mm}$. An experimental configuration of fixed tool and moving specimen is commonly used, leading in the case of Arriola *et al.* [12] to blurred pictures at $V_c = 300 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ due to the $1.8 \mu\text{s}$ time exposure. Hijazi and Madhavan [11] employed simultaneously four double pulsed lasers with a complex optical beam splitter to light up four double-frame imagers. By working in the dark, the 5 ns laser pulse duration enable to compensate the high exposure time of the used imagers leading to sharp final images. In spite of the quality of the experimental devices used, observation of hardened steel cutting with negative c-BN tools by high speed imaging has not been reported yet.

Concerning the image analysis, it can be done either by grid or line tracking [8,9] or by digital image correlation (DIC) [10–12]. The DIC consists in recording at least two pictures I and J of the same scene taken at different times and then in determining the displacement field \underline{U} that best fits to minimise over a region of interest (ROI) – decomposed in elementary zone of interest (ZOI) – the residual grey level of each ZOI estimated by $\tau_{Local DIC}$ in the case of a local DIC approach (Eq. (1)) and the global residual grey level $\tau_{Global DIC}$ in the case of a global approach [13], given at Eq. (2).

$$\tau_{Local DIC} = \int_{ZOI} [I(x) - J(x + \underline{U}(x))]^2 dx \quad (1)$$

$$\tau_{Global DIC} = \int_{ROI} [I(x) - J(x + \underline{U}(x))]^2 dx \quad (2)$$

$$\text{with } \underline{U} = \sum \underline{U}_e \cdot \psi_e(x)$$

Most of the strain field measurements realised when machining employed local approaches that consider each ZOI independent from the others and allow them to overlap or to be separate. In the case of a global approach, the displacements are estimated on a continuous mesh that satisfied the continuity between elements. In both case, displacements are estimated by shape functions ψ , but as Hild and Roux [14] reported in their comparison between local and global approaches, the global one allows using finer meshing and thus leads to a higher resolution. More complex displacement fields can be captured and

the displacement determination is more robust to noise than the local one. Besides, this FE-based global approach can also be directly linked to numerical simulations without any interpolation of the measured displacements. For all of these reasons, a Q4P1 shape function based on global DIC approach has been chosen for the present study, concerning the displacement field measurement during orthogonal cutting of a 100 CrMo 7 hardened steel with negative c-BN tools.

After detailing the experimental set-up, some global conclusions on the experimental work are given. Then, the effect of the cutting edge geometry on the displacement field in the workpiece is investigated and compared to an elastic finite element simulation. Finally, a comparison between post-mortem analysis and *in-situ* measured strains is proposed regarding the plastically deformed layer under the machined surface.

2. Experimental set-up

2.1. Acquisition device

The planing operation has been performed along the x-axis of a DMG DMC85V 3-axis milling machine, having linear motors that enable a translation speed up to $120 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$. A gradual acceleration has been performed by a speed loop-back command in order to reach the targeted cutting speed few millimetres before entering material. The side of the specimen has been observed by a LaVision sCMOS double-frame imager with a x10 Mitutoyo telecentric objective providing a spatial resolution of $0.66 \mu\text{m}\cdot\text{px}^{-1}$ on the 2560×2160 pixels sCMOS sensor encoded on 16 bits (65536 grey levels). Pictures pairs composed of two frames (f_0 and f_1) can be recorded at 15 Hz with an adjustable inter-framing time dt_{if} from 120 ns to 30 ms and a minimal exposure time of 10 ms. To get non-blurred images, the scene has been lightened by a compact dual-cavity pulsed Nd:YAG 30 mJ laser head (Litron NS 30-15). Each laser performs a 5 ns flash – giving the effective exposure time – delayed by dt_{if} and with a beam diameter of 3 mm. A liquid light guide ended by an expander is employed to homogeneously lighten the scene with a spot diameter around 30 mm. The laser head and the imager are synchronised by the programmable timing unit (PTU) and the LaVision Davies software in order to enlighten the frame f_0 with the laser L1 and the frame f_1 with the laser L2.

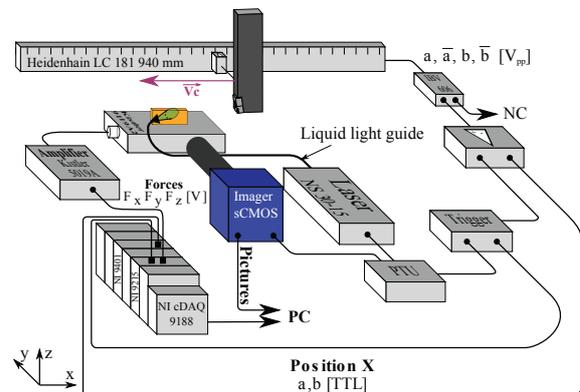


Fig. 1: Principle of the experimental set-up.

Based on the incremental signal counting – by a dedicate micro-controller – of the x-linear encoder, an advanced triggering system has been specially developed to capture the cutting tool in the 1.7x1.4 mm observed field. The current position of the tool is compare to the targeted set position with a 187.5 kHz refresh rate. With the Heidenhain IBV-606 interpolation (x2) of the 16 μm V_{pp} sinusoidal signals, the final spatial resolution of the TTL quadrature signals is 8 μm , while the maximal cutting speed reachable corresponds to $V_c = 90 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$. A logical gate comparator is plugging between the encoder and the trigger to clean a and b noisy signals with their respective conjugated \bar{a} and \bar{b} signals, as shown in Fig. 1.

During the experimentations, cutting forces F_x , F_y and F_z have been monitored by a Kistler 9119AA2 piezoelectric dynamometer and its charge amplifier (Kistler 5019A). Thanks to a NI cDAQ-9188 acquisition device, NI 9215 analogic and NI 9401 digital counting acquisition cards, once the cutting forces, the triggering signal of the PTU and the x-position have been recorded synchronously with the same clocktime allowing to know F_x , F_y , F_z , x and V_c at the exact time of the picture pair during the cutting. Two other picture pairs have been also recorded: one before the cut and one after. A total of three pairs (*i.e.* 6 frames) have been recorded for each cutting test:

- 1 pair before the cutting test: $P1_{\{f_0, f_1\}}$;
- 1 pair during the cutting: $P2_{\{f_0, f_1\}}$;
- 1 pair after: $P3_{\{f_0, f_1\}}$

2.2. Tool and machined specimen

The specimen material used for this study is a 56 HRC₁₅₀ hardened 100 CrMo 7 bearing steel in conformity with the ISO 6083-17:2001 standard according to mass spectrometer analysis realised. The 35x15x2.5 mm specimens have been extracted in hardened tubes obtained by 850°C austenitising, hot oil quenching and 110°C tempering during 60 minutes. The material presents ultra-fine carbides in a 60 % martensitic and 40 % bainitic structure with an average grain size of 5 μm . The extraction of the specimens has been performed by wire EDM cutting giving a particular roughness to the surfaces subsequently used for the DIC. A 45°x3 mm chamfer has been grind to reduce shocks at the entrance of the tool during the cut of the 35 mm long specimen. A measurement of the textured surface has been done with an optical interferometer Veeco Wyko NT1100 with a x5 objective. After a 0.25 mm Lc Gaussian filtering, the surface presents an arithmetical mean height $S_a = 1.2 \mu\text{m}$, a peak density $S_{pd} = 436 \text{ peak}\cdot\text{mm}^{-2}$ and a mean peak curvature $S_{pc} = 501 \text{ mm}^{-1}$, without any anisotropy.

Based on this texture, the obtained images have a grey level repartition over 2^{10} bits as presented in Fig. 2 and permit a 12x12 px element size correlation (7.68x7.68 μm), according to the correlation radius and the mean fluctuation criterion defined by Besnard *et al.* [13].

To study the effect of the cutting edge on strain field, four geometrically different tools with identical c-BN grade inserts have been employed. The Arno AH7510 grade is a polycrystalline c-BN grade with high c-BN content, fine-grained structure and metallic binder. A specific tool holder has been designed to ensure orthogonal cutting conditions ($\kappa_r = 90^\circ$ and $\lambda_s = 0^\circ$) and a clearance angle $\alpha_n = 7^\circ$. The characteristics of each tool are presented in Table 1. Every tool corners have

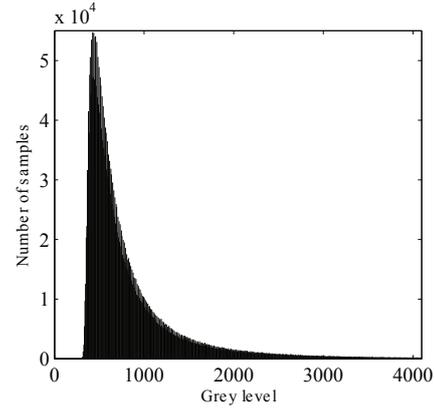


Fig. 2: Grey-level distribution.

been grinded in order to guarantee that the cut is performed on the linear part of the major cutting edge as shown in Fig. 3. Also employing a grinded tool allows to contain both the tool and the specimen in the depth of focus leading to a precise observation. As $\lambda_s = 0^\circ$, the width of cut b is equal to the specimen thickness ($b = 2.5 \text{ mm}$) and has been chosen to be less than the remaining c-BN cutting edge insert after grinding. Finally, the uncut chip thickness h is set with the z axis translation of the machine-tool.

Table 1: Cutting tool characteristics.

Tool number	Tool reference	Effective rake angle γ_n ($^\circ$)	Edge prep.
T1 & T2	CCGW060202 FN	0	Honed
T3 & T4	CCGW060202 TN	-20	Chamfered
T5 & T6	CNGA120408 FN	-7	Honed
T7 & T8	CNGA120408 TN	-27	Chamfered

Due to the experimental configuration, all tests have been performed at $V_c = 90 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ with an inter-frame time $dt_{if} = 10 \mu\text{s}$ corresponding to 15 μm displacement between each frame. Three levels of h (0.05, 0.1 and 0.15 mm) have been tested and repeated three time.

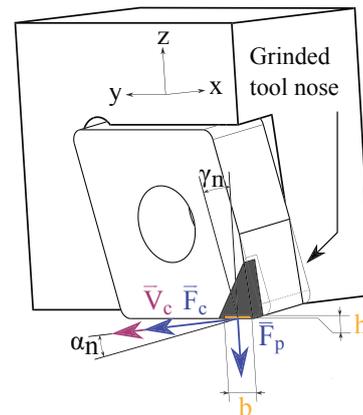


Fig. 3: Cutting tool holder and insert.

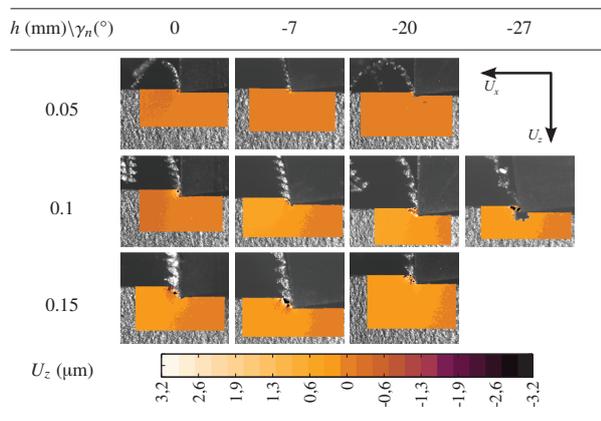
3. Global analysis

3.1. Chip analysis and tool behaviour

Chip morphologies and shear plane angles obtained for each rake angle γ_n and each uncut chip thickness h are shown in Table 2. It appears that the cut is well performed in terms of chip morphology – with curled and serrated chips – when the cutting tool has a rake angle γ_n between -20° and -7° . During the tests with $\gamma_n = 0^\circ$, a catastrophic failure of the cutting edge appeared for both tools T1 and T2 in spite of the entering chamfer of the workpiece. Furthermore, formed chips are continuous without localised shearing bands as expected in the case of hard-machining. In the case of $\gamma_n = -27^\circ$, the chip did not flow along the rake face but at both sides of the specimen, leading to significant burrs.

By performing digital image correlation between the two frames of the pair acquired during the cut ($P2_{f_0}$ and $P2_{f_1}$), the shear plane angle is measured. In the case of $h = 0.1$ mm and $\gamma_n = -7^\circ$ configuration, Φ_s is around $43^\circ \pm 0.7^\circ$.

Table 2: Chip morphology.



3.2. Cutting force modelling

A mechanistic cutting force model allowing as simply as possible to represent the experimental measurements [15] has been chosen. Two linear forces, denoted \vec{f}_c and \vec{f}_p respectively collinear to \vec{V}_c and orthogonal to the cutting edge in the plane P_r , are determined with respect to h as shown in Eq. 3. The cutting coefficients K_{ci} and k_{ei} are commonly analysed as being respectively the effect of the cutting process by shearing and the edge effect [16].

$$\begin{cases} f_c = K_{cc} \cdot h + k_{ec} \\ f_p = K_{cp} \cdot h + k_{ep} \end{cases} \quad (3)$$

For each tool, the values of the cutting coefficients, given in Tables 3 and 4, are identified by minimising the sum of squared deviations between the measured forces $f_{i_{mes}}$ and the modelled forces $f_{i_{mod}}$. The orthogonal cutting configuration leads to $f_c = F_c/b = F_x/b$ for the cutting component and $f_p = F_p/b = F_z/b$ for the thrust force.

Table 3: Identified coefficients for the cutting force f_c with the maximal relative error RE_{max} and the mean relative error RE_{mean} .

γ_n ($^\circ$)	K_{cc} ($N.mm^{-2}$)	k_{ec} ($N.mm^{-1}$)	RE_{max} (%)	RE_{mean} (%)
0	2804	40	8.7	4.7
-7	2445	77	5.5	1.5
-20	2077	101	6.8	2.1
-27	2520	11	11.7	3.8

Table 4: Identified coefficients for the thrust force f_p with the maximal relative error RE_{max} and the mean relative error RE_{mean} .

γ_n ($^\circ$)	K_{cp} ($N.mm^{-2}$)	k_{ep} ($N.mm^{-1}$)	RE_{max} (%)	RE_{mean} (%)
0	1114	64	10.3	6.4
-7	782	122	2.5	1.1
-20	1024	136	8.1	3.9
-27	1206	218	9.4	4.1

The obtained values of the shear plane angle, the specific cutting force and specific thrust force will be employed as inputs in the elastic-FE model presented in section 4.2.

4. Field analysis

As explained in section 1, the displacement fields in the specimen have been measured by using a global DIC analysis realised by CorreliQ4 software (developed in LMT Cachan laboratory, France). After subtracting the predetermined rigid body motion (RBM) induced by the system stiffness, U_x and U_z displacement fields have been plotted.

4.1. Displacement fields

The displacement fields measured between the pictures taken before and during the cut, $P1_{f_0}$ and $P2_{f_0}$, are shown in Tables 5 and 6 for respectively x and z direction. An important outcome of these measurements is that the in-depth deformations are mainly due to the PSZ.

Table 5: U_x displacement fields between $P1_{f_0}$ and $P2_{f_0}$.

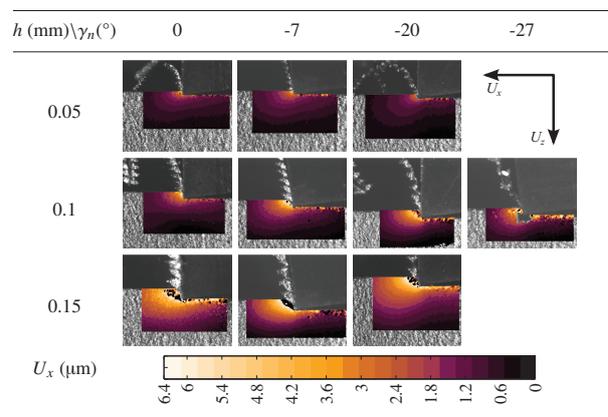
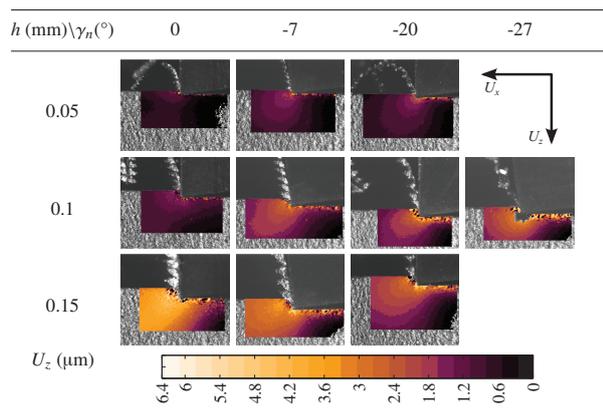


Table 6: U_z displacement fields between $P1_{f_0}$ and $P2_{f_0}$.

Also according to these results, the rake angle seems to have less influence both on the shape and the amplitude of the displacement fields than the uncut chip thickness. Raising h increases the total deformation depth and the amplitude of the displacements. Furthermore, the newly generated surface presents a highly deformed layer whose thickness increases when the rake angle decreases or the uncut chip thickness increases.

As the displacement determination has been done in a loaded situation – the tool is cutting –, the measured displacements are resulting from both elastic and plastic deformations. The smooth and regular shape of the fields in depth could result from the cumulation of the elastic deformations, whereas the chaotic part could be mainly due to the plastic deformations. In order to confirm these assumptions, a simplified elastic model is proposed and discussed in the next subsection.

4.2. Elastic FE-Modelling

In order to validate both the shape and the amplitude of the measured displacements, a simplified elastic finite element model has been realised. The specimen has been modelled as presented in Fig. 4, with x and z translations blocked at the bottom. According to the linear cutting force f_c and the thrust force f_p modelled in section 3.2, equivalent pressures K_{cc} and K_{cp} , respectively oriented in x and z directions and representing the cutting load have been applied on a surface assumed to be the PSZ. The shear plane has been inclined by the shear plane angle Φ_s estimated to be around 43° in section 3.1. The results for the studied case ($h = 0.1$ mm and $\gamma_n = -7^\circ$) are presented in Fig. 5.

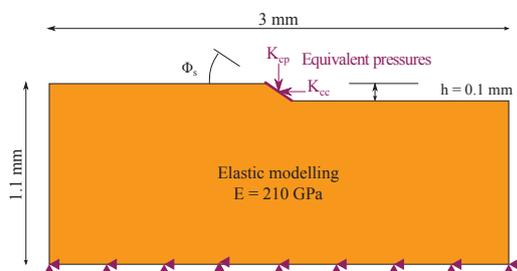


Fig. 4: Elastic finite element modelling representation.

The general shapes of both displacement fields are confirming the measured ones. Moreover, the amplitudes are in agreement and bring the conclusion to an in-depth elastic displacement field.

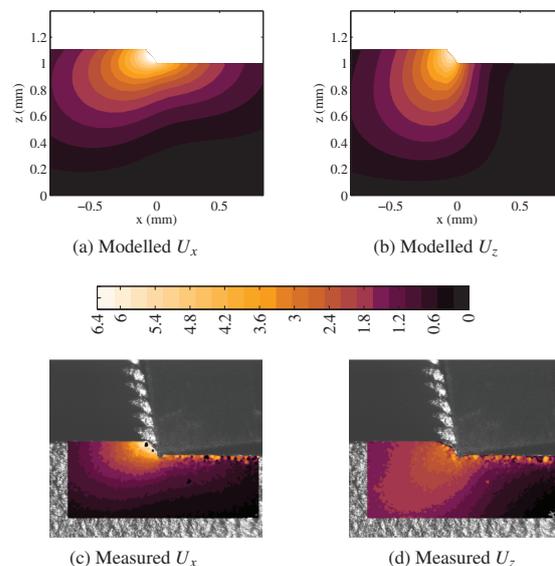


Fig. 5: Displacement fields simulated by elastic modelling along: (a) x -direction; (b) z -direction; measured along: (c) x -direction; (d) z -direction, for $h = 0.1$ mm, $\gamma_n = -7^\circ$.

4.3. Plastically deformed layer

The subsurface layer presenting a tumultuous displacement field, described in section 4.1, can be compared to the plastically deformed layer induced by the cutting operation. To do so, a measured displacement field between $P1_{f_0}$ and $P3_{f_0}$ is compared to the deformed layer observed on micrographs prepared on the side surface and in a cross section of the specimen by polishing and a 5 s nital etching. For the case study specimen ($h = 0.1$ mm and $\gamma_n = -7^\circ$), the thickness of the deformed layer has been measured in ten different points and the mean values are compared in Tables 7 and 8. Unfortunately, the estimation of the thin deformed layer thickness by micrographic analysis is highly linked to the observer accuracy and the results need to be confirmed by quantitative techniques like EBSD [17]. With the DIC, a sharp layer delimitation is obtained and has the same thickness by analysing x or z displacement. Finally, the DIC-determined thickness is near to the one obtained by the cut view, showing the capability of the technique for measuring the plastically deformed layer. Nonetheless, this deformed layer does not correspond to the so-called "white layer" which has not been observed in the present case.

5. Conclusion

This paper presents some of the difficulties encountered during the cutting process study either by post-mortem analysing or by in-situ imaging of the cutting operation. Sharp images have been obtained by an advanced experimental set-up using a

Table 7: Measurement of the plastically deformed layer by DIC.

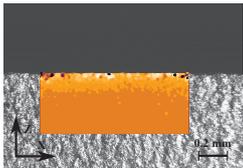
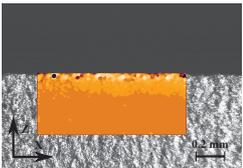
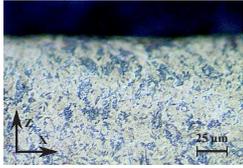
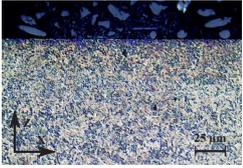
	U_x by DIC	U_z by DIC
Fields		
Layer thickness	49 μm	50 μm

Table 8: Measurement of the plastically deformed layer by optical observation.

	Side view	Cut view
Picture		
Layer thickness	21 μm	52 μm

pulsed laser lighting for very low exposure time and a high performance triggering device. A numerical post-processing has been performed by a global digital image correlation approach that allows the measurement of the displacement fields and the calculation of the strain fields. This work provides experimental evidence of cutting edge geometric effect on the cutting forces and the displacement fields in the workpiece.

In one hand, from an industrial point of view, only the honed and chamfered (-20°) $\gamma_n = 0^\circ$ tool or the simply honed $\gamma_n = -7^\circ$ tool can produce correct cutting conditions. Furthermore, it has been shown that the plastically deformed layer is influenced by both the cutting edge preparation and the tool holder geometry. In the other hand, the DIC analysis before and during cutting has shown the cumulative displacements induced by the hardly measurable elastic strains, as substantiated by the FE simulation, while analysing "before-after" cutting images offers an easy and robust determination procedure of the plastically deformed layer.

In the near future, the DIC results will be compared to multi-physics modelling of the cutting process, especially concerning the residual deformed layer. Also, fine analysis of the measurement uncertainty and the repeatability of the measured fields are needed to ensure the suggested approach. Another outlook of this work could be to improve DIC calculation by employing closer displacement shape functions than Q4 one. Finally, a full validation of a complex multi-physics model will need further works on temperature field measurement for instance.

Acknowledgements

The authors gratefully thank:

- the ADEME for the financial support through the Wind-Process project;
- NTN-SNR for the material support;
- the CEA Valduc for providing the imaging device.

References

- [1] Chou, Y., Evans, C.J.. White layers and thermal modeling of hard turned surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture* 1999;39(12):1863 – 1881.
- [2] Movahhedy, M., Altintas, Y., Gadala, M.. Numerical analysis of metal cutting with chamfered and blunt tools. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 2002;124(2):178–188.
- [3] Ramesh, A., Melkote, S., Allard, L., Riester, L., Watkins, T.. Analysis of white layers formed in hard turning of aisi 52100 steel. *Materials Science and Engineering* 2005;390(1–2):88–97.
- [4] Ramesh, A., Melkote, S.N.. Modeling of white layer formation under thermally dominant conditions in orthogonal machining of hardened aisi 52100 steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture* 2008;48(3–4):402–414.
- [5] Umbrello, D., Filice, L.. Improving surface integrity in orthogonal machining of hardened aisi 52100 steel by modeling white and dark layers formation. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 2009;58(1):73–76.
- [6] Umbrello, D., Jayal, A., Caruso, S., Dillon, O., Jawahir, I.. Modeling of white and dark layer formation in hard machining of aisi 52100 bearing steel. *Machining Science and Technology* 2010;14(1):128–147.
- [7] Poulachon, G., Moisan, A.. Hard turning: Chip formation mechanisms and metallurgical aspects. *Journal of Manufacturing Science and Engineering* 2000;122(3):406–412.
- [8] Pujana, J., Arrazola, P., Villar, J.. In-process high-speed photography applied to orthogonal turning. *Journal of Materials Processing Technology* 2008;202(13):475 – 485.
- [9] List, G., Sutter, G., Bi, X., Molinari, A., Bouthiche, A.. Strain, strain rate and velocity fields determination at very high cutting speed. *Journal of Materials Processing Technology* 2013;213(5):693 – 699.
- [10] Pottier, T., Germain, G., Calamaz, M., Morel, A., Coupard, D.. Sub-millimeter measurement of finite strains at cutting tool tip vicinity. *Experimental Mechanics* 2014;54(6):1031–1042.
- [11] Hijazi, A., Madhavan, V.. A novel ultra-high speed camera for digital image processing applications. *Measurement Science and Technology* 2008;19(8):085503.
- [12] Arriola, I., Whittenton, E., Heigel, J., Arrazola, P.. Relationship between machinability index and in-process parameters during orthogonal cutting of steels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 2011;60(1):93–96.
- [13] Besnard, G., Hild, F., Roux, S.. Finite-element displacement fields analysis from digital images: Application to portevinle chatelier bands. *Experimental Mechanics* 2006;46(6):789–803.
- [14] Hild, F., Roux, S.. Comparison of local and global approaches to digital image correlation. *Experimental Mechanics* 2012;52(9):1503–1519.
- [15] Armarego, E.J.A., Epp, C.J.. An investigation of zero helix peripheral up-milling. *International Journal of Machine Tool Design and Research* 1970;10(2):273–291.
- [16] Armarego, E.J.A., Whitfield, R.C.. Computer based modelling of poplar machining operations for force and power prediction. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 1985;34(1):65–69.
- [17] M'Saoubi, R., Axinte, D., Herbert, C., Hardy, M., Salmon, P.. Surface integrity of nickel-based alloys subjected to severe plastic deformation by abusive drilling. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 2014;63(1):61–64.

Bilan

Dans le cas des aciers durs, les éprouvettes doivent être extraites après traitement thermique pour être représentatives de l'état de la pièce à l'échelle 1. L'utilisation de la découpe par électroérosion à fil pour l'extraction des éprouvettes permet d'obtenir directement une texture satisfaisante des images pour les calculs de corrélation. En effet, l'utilisation des indicateurs de surface proposés au chapitre précédent, montre que l'état de surface généré par ce procédé est de qualité identique à ceux produits pour les tests préliminaires.

Couplée à une analyse mécanique de la coupe, la corrélation d'images a été appliquée avec succès pour sélectionner les angles de coupe optimaux pour l'usinage de l'acier 100 CrMo 7. Grâce aux observations de la formation des copeaux, de la tenue des outils et des champs cinématiques, un angle de coupe de -20° a été validé pour son comportement stable à la coupe. L'étude, par la méthode du COM [NF-E:66-520, 1997] et de la durée de vie, du comportement à la coupe de cette géométrie sur un outil 3D de type RNGN a permis de confirmer la validité des paramètres opératoires d'un point de vue industriel (*cf.* annexe C).

Grâce à la modélisation élastique simple du matériau, il a été mis en évidence que les champs de déplacements induits dans la pièce pendant la coupe sont principalement causés par la réponse élastique du matériau au chargement qui lui est appliqué au niveau du plan de cisaillement primaire. Les efforts spécifiques de coupe appliqués sur le plan de cisaillement du modèle sont issus de la modélisation mécanistique des efforts de coupe moyens, relevés par la platine dynamométrique sur chaque essai.

En traitant les images obtenues après la coupe par rapport à celles obtenues avant la coupe, il a été mis en évidence la capacité de relever la déformation résiduelle induite par la coupe. Une épaisseur de 50 μm environ a été plastifiée pour une épaisseur coupée de 100 μm .

Ainsi, nous avons démontré dans ce chapitre, qu'il est possible d'appliquer les méthodes de corrélation d'images lors de la coupe d'un acier dur malgré les plus faibles déplacements engendrés par rapport aux tests présentés au chapitre précédent. Avec le modèle élastique, il a été montré que la corrélation d'images est en mesure de mettre en évidence les déplacements élastiques de la matière. Nous nous proposons donc au chapitre suivant d'utiliser cette réponse élastique comme moyen de mesure des efforts dynamiques, puisque ce type chargement n'est pas accessible par la platine dynamométrique.

Chapitre 3

Cutting force sensor based on digital image correlation for segmented chip formation analysis

L'objectif de ce chapitre est de quantifier les chargements dynamiques induits durant la coupe de l'acier 100 CrMo 7 au travers de la formation de copeaux festonnés. En s'appuyant sur une base cinématique issue de la solution analytique de FLAMANT-BOUSSINESQ (1892) [Boussinesq, 1892], une méthode de corrélation d'images intégrée a été développée afin d'identifier les efforts appliqués par l'outil d'usinage sur la matière. Ces efforts fournissent les meilleurs champs de déplacements du point de vue de la corrélation d'images entre des images obtenues pendant et avant la coupe. Ce chapitre est scindé en trois parties. La première expose les analogies entre le modèle analytique et l'opération de rabotage. La solution analytique proposée au problème de FLAMANT-BOUSSINESQ est d'abord rappelée, puis nous détaillerons l'utilisation de ce modèle comme base cinématique pour la corrélation intégrée pour l'usinage afin de mesurer des efforts de coupe. La seconde partie propose la validation expérimentale du choix de la base cinématique et de la mesure d'effort. Pour cela des images sont obtenues avec le dispositif expérimental dans sa configuration double-frame afin d'obtenir les images les plus résolues possible. Une fois validée, cette démarche est appliquée dans la troisième partie à l'étude de films de coupe obtenus avec l'expérimentation dans sa configuration caméra ultra-rapide. Le module de corrélation développé sera appliqué à l'étude de la dynamique du chargement et de la formation des festons.

Sommaire

3.1 Introduction	57
3.2 Problem description	58
3.2.1 Flamant-Boussinesq solution	58
3.2.2 Model identification with measured kinematic field	59
3.2.3 Integrated approach	59
3.3 Validation of cutting force measurement	59
3.3.1 Experimental set-up with double frame sCMOS imager	59
3.3.2 Force and kinematic measurement during hard cutting	60
3.3.3 Measurement limitations	62
3.4 Serrated chip formation analysis	62
3.4.1 Experimental set-up with high speed camera	62
3.4.2 Cutting force during segments formation	62
3.4.3 Influence of cutting parameters on cutting forces	63
3.5 Conclusions and Outlooks	63
3.6 Acknowledgments - References	64
Bilan	65



Contents lists available at ScienceDirect

Journal of Materials Processing Technology

journal homepage: www.elsevier.com/locate/jmatprotec

Cutting force sensor based on digital image correlation for segmented chip formation analysis

Thomas Baizeau^{a,*}, Sébastien Campocasso^{a,b}, Frédéric Rossi^a, Gérard Poulachon^a, François Hild^c^a Arts et Métiers ParisTech, LaBoMaP, Rue Porte de Paris, 71250 Cluny, France^b CEA, DAM, Valduc, 21120 Is-sur-Tille, France^c LMT-Cachan, ENS Cachan/CNRS/Université Paris-Saclay 6, 61 avenue du Président Wilson, 94235 Cachan Cedex, France

ARTICLE INFO

Article history:

Received 18 January 2016

Received in revised form 5 July 2016

Accepted 11 July 2016

Available online 25 July 2016

Keywords:

Chip formation

Cutting forces

Digital image correlation

Analytical modeling

ABSTRACT

Conventional piezoelectric sensors cannot record the force fluctuations at high frequencies to monitor serrated chip formation. Recently, force measurements by using digital image correlation (DIC) have been reported thanks to imaging devices that become more and more efficient, thereby opening possibilities of high rate acquisition. This study proposes to apply DIC based on closed-form solutions in order to measure cutting forces at camera acquisition frequency. The considered displacement fields are obtained from the Flamant–Boussinesq solution. This method is first applied to picture pairs shot during the cut and then to a full sequence of pictures recorded upon orthogonal cutting of hardened AISI 52100 steel with a c-BN tool. To validate part of the corresponding mechanism, the change of cutting forces is finally investigated when chip segments are formed.

© 2016 Elsevier B.V. All rights reserved.

1. Introduction

In the case of hard machining, serrated chips are produced at high segmentation rate up to 30 kHz (Poulachon and Moisan, 2000). Therefore the change of cutting forces during chip segment formation cannot be recorded by conventional force sensors. Due to their quartz cells, the mechanical bandwidth is commonly of the order of 4 kHz and decreases with the mass on the sensor. This lack of information leads the authors to consider the mean forces recorded for surface integrity predictions. The numerical model (Umbrello and Rotella, 2012) or the mechanistic cutting forces prediction (Ren and Altintas, 2000) are identified with the mean force levels. Coupled with metallurgical and thermal considerations, Chou and Song (2003) explained the influences of both forces and temperature on the so-called “white layer” formation. However these simulations only considered continuous external loadings (i.e., forces and thermal flux) as in Oxley’s predictive machining theory (Oxley, 1989). Yang and Liu (2015) employed a predictive cutting force model in order to determine a plastically deformed area inside the work-piece by solving the Flamant–Boussinesq analytical problem for kinematic fields and Hooke’s law for stress calculation. However,

the suitability of the displacement modeling has not been checked in terms of inner displacements in the material.

With the growth of computer performances, many numerical models of orthogonal cutting of hard materials have been proposed. Movahhedy et al. (2002) exposed the existence of a dead zone of material in front of a negative chamfered c-BN tool, which is commonly used in hard machining, with an ALE thermomechanical modeling. Only continuous chips are simulated whereas hard cutting mostly generates serrated chips. Mabrouki and Rigal (2006) investigated thermal softening influences on chip formation of hardened AISI 4340 steel and succeeded in simulating a serrated chip. The cutting force extracted from the simulation presented oscillations with an amplitude of about 16% of the mean level. Yet no comparison with experimentally measured cutting forces was performed. High frequency cutting force measurements are desirable for simulation or modeling improvements.

From an experimental point of view, digital image correlation (DIC) is appealing in the case of machining thanks to the development of high-speed optical sensors. In terms of frame rate, exposure time, resolution and noise, high speed imaging devices are now efficient for recording images of cutting operations at commonly used cutting speed V_c and uncut chip thickness h conditions (e.g., $2.5 \leq V_c \leq 5$ m/s Pujana et al., 2008). However, to get accurate measurements with higher spatial resolutions of the strain fields, the experimental configuration and the full acquisition device employed are critical. Arriola et al. (2011) set-up a fixed tool

* Corresponding author.

E-mail address: thomas.baizeau@ensam.eu (T. Baizeau).URL: <http://labomap.ensam.eu> (T. Baizeau).

experimentation, as most works, thus avoiding synchronization issues between the imaging device and the cutting test. Unfortunately, this configuration mostly leads to blurred images of the workpiece that only enable for primary shear zone analysis. In all experimental configurations, the DIC analysis is performed with side observations of the specimen during orthogonal cutting focusing on small zones to be consistent with the depth of field limitations.

In solid mechanics, full field measurements and identification procedures are widely used (Sutton et al., 2009; Grédiac and Hild, 2012). Two types of DIC approaches have been developed over the years. The first one, which is referred to as local, consists of independently registering small interrogation windows. The information that is kept is the mean displacement of the window, which is assigned to its center (Sutton et al., 2009). The second approach, which is referred to as global, registers the whole region of interest (Hild and Roux, 2012a). One of its advantages lies in the fact that direct couplings can be obtained with finite element simulations, for instance, for identification purposes (Roux and Hild, 2008). If kinematic closed-form solutions are available, the measurement and identification steps can be performed in one single analysis by resorting to so-called integrated approaches (Roux and Hild, 2006).

In a previous communication an imaging device synchronized with a milling machine has been introduced allowing the specimen to be motionless while the tool is moving in a planing operation (Baizeau et al., 2015). The present study includes the two previously discussed needs, namely, confirm the analytical model for displacement estimation, and then perform cutting force measurements in the case of orthogonal cutting of hardened AISI 52100 steel. DIC will be used as a load sensor by resorting to the Flamant–Boussinesq solution. It is an extension of the concept of “stress gauge” (Roux et al., 2005). Two different but complementary cameras are utilized sequentially. The first one, producing picture pairs, aims to confirm the selected analytical model. The second one is used to record a full movie of the cut but with lower accuracy.

After introducing the problem in Section 2, the Flamant–Boussinesq elementary solution for cutting force measurement is presented. This model is first identified and validated with a measured displacement field via global DIC. The model is then employed as kinematic basis for an integrated approach thereby improving the overall performances (Section 3). After detailing the experimental set-up used to record pictures that are processed to measure cutting forces, both techniques (i.e., the identification by post-processing measured displacement fields and integrated DIC) are compared and limits are presented. Section 4 reports cutting force measurements during serrated chip formation recorded by the high speed camera and validates some of the theories on serrated chip formation during hard cutting.

2. Problem description

The studied case is a planing operation performed on a 56 HRC₁₅₀ hardened AISI 52100 bearing steel (ISO:683-17, 2014) with a Arno AH7510 grade c-BN insert (reference CNGA120408 FN). The cutting edge radius is measured at $r_n = 23.6 \pm 0.9 \mu\text{m}$ with focus variation measurement. A specific tool holder, presented by Baizeau et al. (2015), that ensures a clearance angle $\alpha_n = 7^\circ$ and a rake angle $\gamma_n = 7^\circ$, is used. It also adjusts the insert orientation so that a rectilinear portion of the cutting edge is employed to cut the specimen in orthogonal cutting condition (planing). The specimen thickness $b = 2.5 \text{ mm}$ was chosen to be smaller than the c-BN insert. In this particular configuration (see Fig. 1), the cutting force F_c (N) in the x -direction can be considered as the resultant normal force studied by Flamant (1892). The author expressed the

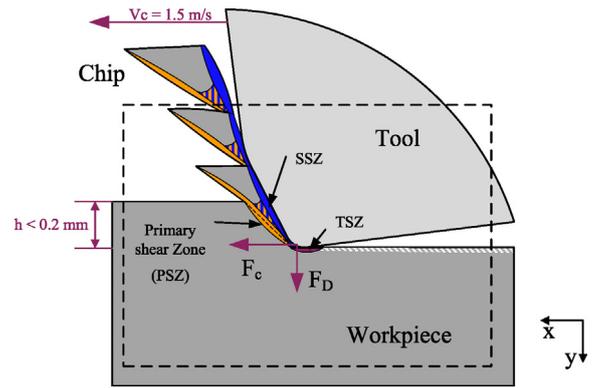


Fig. 1. Schematic view of the observed hard planing operation.

displacement field induced by a normal linear load applied to an elastic semi-infinite medium. Boussinesq (1892) generalized the previous results to any loading direction. In a planing configuration, the resultant thrust force F_D (N) is acting as the orthogonal load (i.e., along the y -direction). Therefore, an identification of the load components is proposed starting from the measured displacement fields and assuming that the material is elastic.

2.1. Flamant–Boussinesq solution

The Flamant–Boussinesq solution is first given for plain strain configurations. It is convenient to introduce the complex representation of the considered 2D-space, namely $z = x + iy = r e^{i\theta}$. The coordinate system origin is chosen to be the force application point as shown in Fig. 2.

The stress function (Airy potential) of an orthogonal line force f_y (N/mm) acting along a straight boundary with a width b (mm) was expressed by Flamant (1892)

$$\phi_{f_y}(z) = \frac{f_y}{\pi} r \theta \cos(\theta) \quad (1)$$

The stress distribution is then obtained by integrating in the space ($\theta \in [-(\pi/2), (\pi/2)]$). Considering an elastic behavior of the material, the strains and displacements are computed. In order to determine integration constants, it is assumed that:

- any point $M(r, \theta = 0)$ in the loading direction (\vec{e}_y) has no tangential motion: $u(M(r, \theta = 0)) = 0 \cdot \vec{e}_x + u_y \cdot \vec{e}_y$,
- the point $M(r = d, \theta = 0)$ has no radial motion: $u(M(r = d, \theta = 0)) = 0 \cdot \vec{e}_x + 0 \cdot \vec{e}_y$,
- d is large in terms of St Venant principle with respect to the studied area.

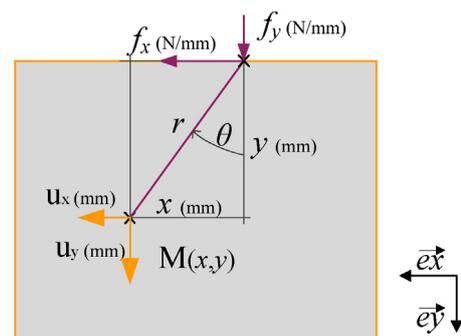


Fig. 2. Parameterization of Flamant–Boussinesq problem.

The same calculation has been performed by Boussinesq (1892) with a tangential line force f_x (N/mm) for which the stress function becomes

$$\phi_{f_x}(\mathbf{z}) = \frac{f_x}{\pi} r \left(\frac{\pi}{2} + \theta \right) \cos \left(\frac{\pi}{2} + \theta \right) \quad (2)$$

Last, the total displacement field \mathbf{u}_{FB} induced by any force combination in the material is expressed by superposition of the displacements induced by the normal and tangential forces

$$\mathbf{u}_{FB} = \mathbf{u}_{f_x} + \mathbf{u}_{f_y} \quad (3)$$

with

$$\mathbf{u}_{f_x} = \frac{f_x}{2\pi\mu} \left[\left(\frac{y^2}{x^2 + y^2} + \frac{\lambda + 2\mu}{\lambda + \mu} \log \frac{b}{\sqrt{x^2 + y^2}} \right) + i \left(\frac{xy}{x^2 + y^2} - \frac{\mu}{\lambda + \mu} \arctan \frac{x}{y} \right) \right] \quad (4)$$

$$\mathbf{u}_{f_y} = \frac{f_y}{2\pi\mu} \left[\left(\frac{xy}{x^2 + y^2} + \frac{\mu}{\lambda + \mu} \arctan \frac{x}{y} \right) + i \left(\frac{x^2}{x^2 + y^2} - \frac{\mu}{\lambda + \mu} + \frac{\lambda + 2\mu}{\lambda + \mu} \log \frac{b}{\sqrt{x^2 + y^2}} \right) \right]$$

where λ and μ are Lamé's coefficients.

2.2. Model identification with measured kinematic field

Let $\{\mathbf{u}_m\}^t = \{\mathbf{u}_1, \dots, \mathbf{u}_n, \dots, \mathbf{u}_N\}$ be measured displacements on the specimen at a number of points $M_n(\mathbf{z}_n)$ with $n = 1, \dots, N$. In the present work, this field is obtained by Q4-DIC over a regular mesh with a global approach using 4-noded elements (Besnard et al., 2006). If there is no rigid body motion, the measured displacement should be as close as possible to the Flamant–Boussinesq solution.

$$\mathbf{u}_{FB}(\mathbf{z}_n) = f_x \mathbf{u}_{f_x}(\mathbf{z}_n) + f_y \mathbf{u}_{f_y}(\mathbf{z}_n) \quad (5)$$

Because of vibrations for example, rigid body motions occur during the experiment. Therefore rigid body translations (t_x , t_y) and rotation ω have to be added to the kinematic basis

$$\mathbf{u}_{FB}(\mathbf{z}_n, f_x, f_y, t_x, t_y, \omega) = f_x \psi_1(\mathbf{z}_n) + f_y \psi_2(\mathbf{z}_n) + t_x \psi_3(\mathbf{z}_n) + t_y \psi_4(\mathbf{z}_n) + \omega \psi_5(\mathbf{z}_n) \quad (6)$$

with

$$\psi_1(\mathbf{z}_n) = \mathbf{u}_{f_x}(\mathbf{z}_n), \quad \psi_2(\mathbf{z}_n) = \mathbf{u}_{f_y}(\mathbf{z}_n), \quad \psi_3(\mathbf{z}_n) = 1, \quad \psi_4(\mathbf{z}_n) = i, \quad \psi_5(\mathbf{z}_n) = i\mathbf{z}_n \quad (7)$$

The identification procedure is based upon a least squares procedure. It consists of minimizing the sum of squared differences

$$\mathcal{T}(f_x, f_y, t_x, t_y, \omega) = \sum_n |\mathbf{u}_{FB}(\mathbf{z}_n, f_x, f_y, t_x, t_y, \omega) - \mathbf{u}_n|^2 \quad (8)$$

with respect to the five unknown parameters (i.e., f_x , f_y , t_x , t_y , ω) gathered in the column vector $\{\mathbf{p}\}$, which leads to a linear system of equations

$$[\mathbf{L}]\{\mathbf{p}\} = \{\mathbf{b}\} \quad (9)$$

with

$$L_{ij} = \sum_n \Re(\psi_i(\mathbf{z}_n) \bar{\psi}_j(\mathbf{z}_n)), \quad b_i = \sum_n \Re(\psi_i(\mathbf{z}_n) \bar{\mathbf{u}}_n) \quad (10)$$

Last, let us mention that the application point of the load for Flamant–Boussinesq solution (Eq. (5)) is selected as the intersection of the rake face and the flank face of the tool.

2.3. Integrated approach

Another approach is to identify directly the parameter vector $\{\mathbf{p}\}$ by resorting to integrated DIC (Roux and Hild, 2006). Contrary to the previously presented identification procedure, the kinematic basis for displacement measurements consists of the Flamant–Boussinesq fields in addition to the rigid body motions. The gray level conservation principle is applied between a reference image I and a deformed image J . The sum of squared gray level differences

$$\eta(f_x, f_y, t_x, t_y, \omega) = \sum_{ROI} [I(\mathbf{z}) - J(\mathbf{z} + \mathbf{u}_{FB}(\mathbf{z}, f_x, f_y, t_x, t_y, \omega))]^2 \quad (11)$$

is minimized over the considered region of interest (ROI) with respect to the five unknown parameters. A Newton–Raphson scheme is followed, which leads to successive linearizations and corrections (Hild and Roux, 2012)

$$[\mathbf{M}]\{\delta\mathbf{p}\} = \{\mathbf{b}\} \quad (12)$$

with

$$M_{ij} = \sum_{ROI} \Re(\psi_i(\mathbf{z}) \nabla \bar{I}(\mathbf{z})) \Re(\psi_j(\mathbf{z}) \nabla \bar{I}(\mathbf{z})) \quad (13)$$

$$b_i = \sum_{ROI} (I(\mathbf{z}) - \bar{J}(\mathbf{z})) \Re(\psi_i(\mathbf{z}) \nabla \bar{I}(\mathbf{z}))$$

and $\bar{J}(\mathbf{z}) = J(\mathbf{z} + \mathbf{u}_{FB}(\mathbf{z}, \{\hat{\mathbf{p}}\}))$, $\nabla I(\mathbf{z}) = I_{,x}(\mathbf{z}) + i I_{,y}(\mathbf{z})$, where $\{\hat{\mathbf{p}}\}$ is the current estimate of the sought parameters, and $\{\delta\mathbf{p}\}$ the parameter corrections. At convergence, one way of checking the quality of the registration is to analyze the gray level residuals

$$\rho(\mathbf{z}) = |I(\mathbf{z}) - J(\mathbf{z} + \mathbf{u}_{FB}(\mathbf{z}, \{\mathbf{p}\}))| \quad (14)$$

and to compare them with acquisition noise. This is a way of detecting model errors (e.g., areas where the hypothesis of elasticity is not valid). By having measured the parameter vector $\{\mathbf{p}\}$, the acting forces are known because they are the first and the second component of $\{\mathbf{p}\}$. The application point of the load is kept the same for the identification procedure using Q4-DIC measurements and integrated DIC (referred to as I-DIC in the sequel).

3. Validation of cutting force measurement

Both approaches of force measurements via the Flamant–Boussinesq solutions have been implemented in MATLAB®. The following section presents the experimental set-up used to validate the measurements in the case of planing.

3.1. Experimental set-up with double-frame sCMOS imager

The planing operation has been performed along the x -axis of a DMG DMC85V 3-axis milling machine having linear motors that enable for a translation speed up to 2 m/s. A gradual acceleration has been performed in order to minimize vibrations and to reach the targeted cutting speed few centimeters before material contact. The side of the specimen has been observed by a LaVision

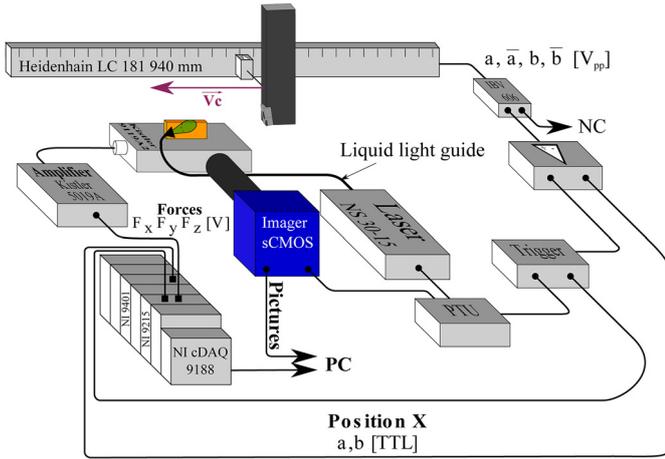


Fig. 3. Principle of the experimental set-up with double frame imager.

sCMOS double-frame imager with a x10 Mitutoyo telecentric lens providing a resolution of $0.66 \mu\text{ m/pixel}$ on the 2560×2160 pixel sCMOS sensor encoded over 16 bits (Fig. 3). Picture pairs composed of two frames (f_0 and f_1) are recorded at frequency of 15 Hz with an adjustable inter-framing time dt_{if} ranging from 120 ns to 30 ms and a minimum exposure time of 10 ms. To get non-blurred images, the scene has been lit by a compact dual-cavity pulsed Nd:YAG 30 mJ laser (Litron NS 30-15). Each laser performs a 5 ns flash, which is giving the effective exposure time, delayed by dt_{if} . A liquid light guide ended by an expander is utilized to homogeneously light the scene. The laser head and the imager are synchronized by the Programmable Timing Unit (PTU).

Based on the incremental signal counting of the x -linear encoder, a triggering system has been developed to capture the cutting tool in the 1.7×1.4 mm observed field. A total of three pairs (i.e., 6 frames) have been recorded for each cutting test as presented in Fig. 4. During the experiment, cutting forces F_c (N) and F_D (N) have been monitored by a Kistler 9119AA2 piezoelectric dynamometer and its charge amplifier (Kistler 5019A). Thanks to a NI cDAQ-9188 acquisition device, NI 9215 analog and NI 9401 digital counting acquisition cards, once the cutting forces, the triggering signal of the PTU and the x -position have been recorded synchronously with the same time clock allowing F_c (N), F_D (N), x (mm) and V_c (m/min) to be known at the time of acquisition of the picture pair P2 during the cutting process. Two other picture pairs are also recorded, namely, one before the cut (P1) and one at the end (P3).

After having flattened the upper side of the specimen with unrecorded planing operations, the orthogonal cutting test has been performed ten times in the same configuration with $V_c = 1.5$ m/s, $h = 0.1$ mm, $b = 2.5$ mm over a length of 40 mm (i.e., length of the specimen).

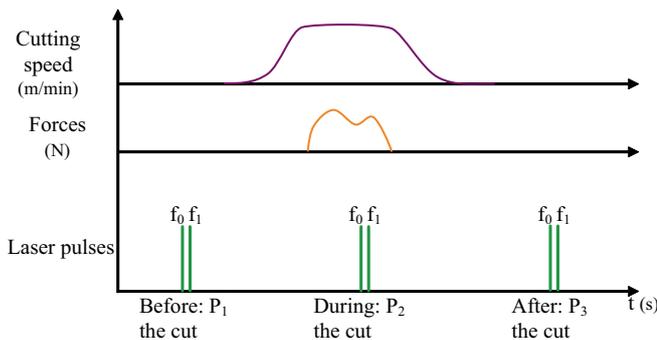
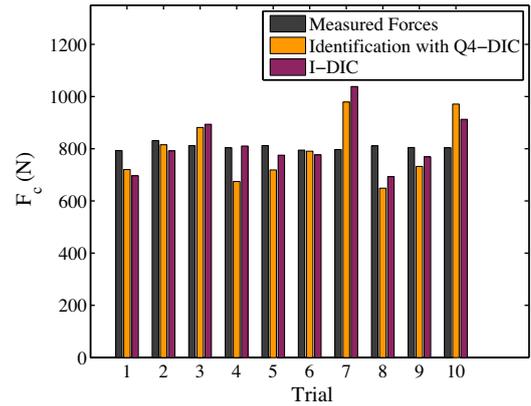


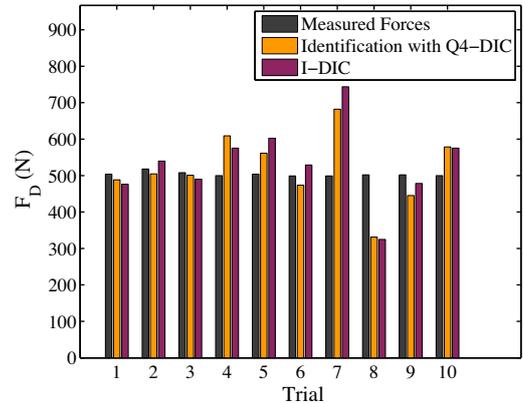
Fig. 4. Cutting test chronogram.

3.2. Force and kinematic measurement during hard cutting

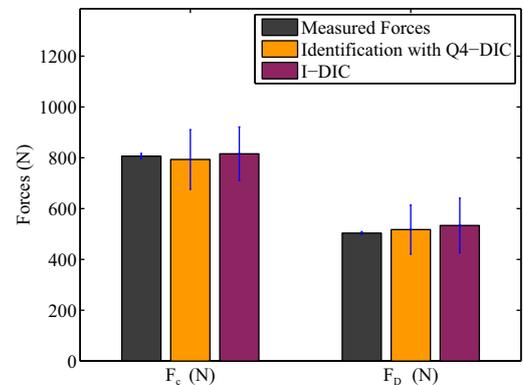
For the force measurement or the kinematic field analysis, DIC is performed between a reference image I and a deformed image J that are respectively $P1_{f_0}$ and $P2_{f_0}$. The application point of the load is selected as the intersection of the rake face and the flank face of the tool on picture J . For the Flamant–Boussinesq fields, the elastic properties of the material are set to $E = 210$ GPa for the Young’s modulus and $\nu = 0.3$ for the Poisson’s ratio (Eq. (4)). The DIC analyses are then performed for a ROI selected in the material which behaves elastically (i.e., few dozen micrometers under the cutting edge).



(a) Cutting force



(b) Thrust force



(c) Mean values

Fig. 5. Cutting force measurements: (a) cutting force, (b) thrust force, (c) mean values over ten trials.

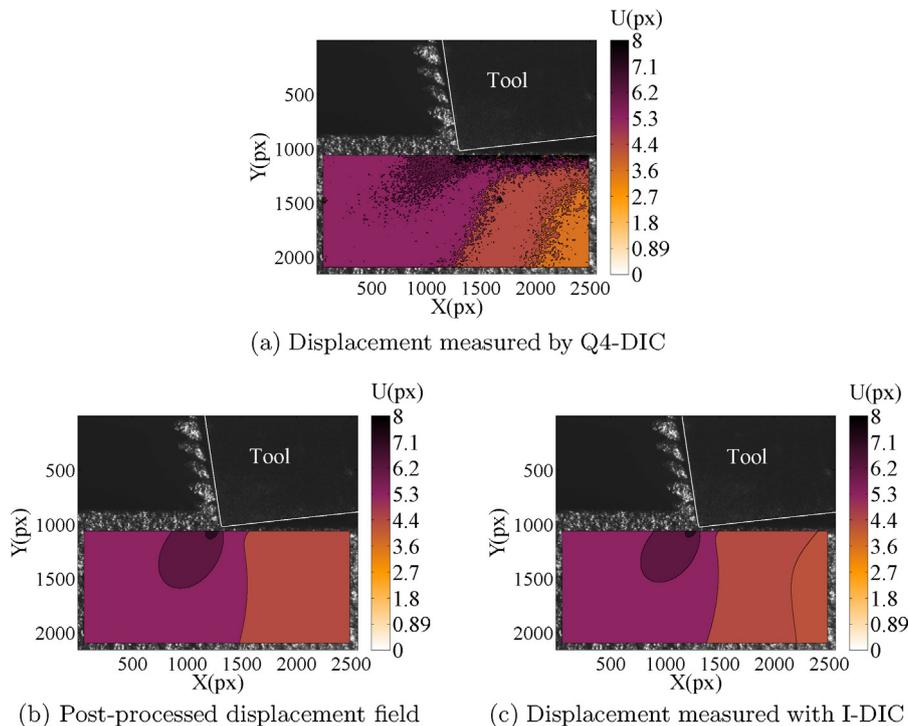


Fig. 6. Analysis of trial 6. Displacement field (a) measured with Q4-DIC, (b) estimated by subsequent identification, (c) measured by integrated DIC.

The estimated levels of the cutting forces with both approaches using the Flamant–Boussinesq basis are in good agreement for each trial (see Fig. 5a and b). This result cross-validates both identification routes based on pictures only. However, deviations appear from the mean value of the conventionally measured cutting forces. For example an overestimation up to 40% is observed for trial 7 in the case of the thrust force and up to 30% for the same trial in the case of the force in the cutting direction. These differences can be explained with observation proposed in Section 4: although the timing of the picture is well mastered, the instant of the segment formation during the picture is not controlled. That leads to high fluctuations on the force measurement by I-DIC that the dynamometer is not able to record.

By analyzing the mean cutting forces (Fig. 5c), the levels estimated by the developed methods are in very good agreement with the dynamometer readings. A higher deviation about the mean value for both the cutting force and the thrust force is still obtained. Less than 1% and 5% error for respectively the cutting force and the penetration force are obtained with I-DIC. These results fully validate the integrated approach.

In terms of kinematic field, the relevance of the Flamant–Boussinesq model is validated by comparing the Q4-DIC

measurements (Fig. 6a) for which no mechanical statement is made apart from the continuity requirement of the displacements and the identification results shown in Fig. 6b. The latter ones are themselves very close to the measurements provided by I-DIC (Fig. 6c). This constitutes an additional full-field validation of the proposed framework.

The map presented in Fig. 7a shows the relative error

$$\text{Relative error} = \frac{|\mathbf{u}_{FB} - \mathbf{u}_{Q4}|}{\mathbf{u}_{Q4}} (\%) \quad (15)$$

of the displacement estimation obtained by the Flamant–Boussinesq model with respect to Q4-DIC measurements. A mean error of 5.1% is found for the studied case. The displacement field measured by the integrated approach (Fig. 6c) is closer to Q4-DIC results since the error map shown in Fig. 7b leads to a mean value of about 4%. This is due to the fact that the least squares technique used herein to post-process the measured fields is not weighted by the covariance matrix associated with the uncertainty of the measured degrees of freedom. Conversely, integrated DIC automatically weights the measurements since all pixels are considered on an equal footing (Mathieu et al., 2015).

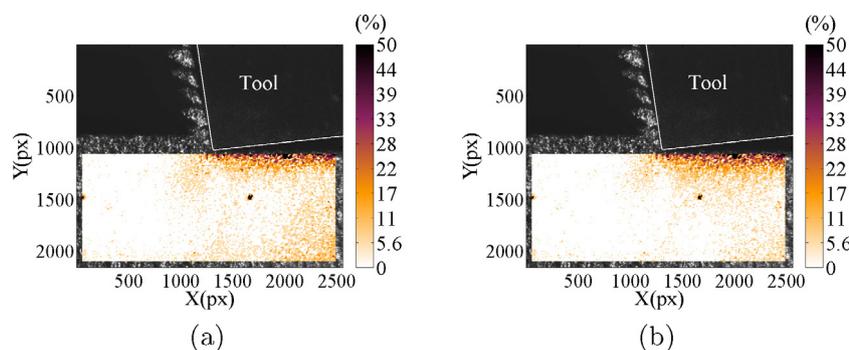


Fig. 7. Analysis of trial 6. (a) Relative error map of the identification procedure vs. Q4-DIC. (b) Relative error map of I-DIC vs. Q4-DIC.

In both methods, the displacement error increases at the back of the cutting edge. This can be explained by the difficulty of performing Q4-DIC (and I-DIC) since the gray level conservation is not fully satisfied close to the machined surface (Baizeau et al., 2015). The integrated approach proposed herein will be preferred in order to avoid the identification step of Q4-DIC measurements. With all the previous discussions, the ability of cutting force measurement via integrated DIC based on the Flamant–Boussinesq solution is validated. However there are also some limitations that are exposed in the following section.

3.3. Measurement limitations

Despite the fact that the developed method is completely integrated, it cannot be performed if the cutting forces are so small or the Young's modulus so high that they generate displacements of the same order of magnitude as the measurement uncertainties due to the whole acquisition device (e.g., camera electrical noise, lighting, machine-tool vibrations). This standard uncertainty level is of the order of one tenth of a pixel for Q4 elements of edge size $\ell=8$ pixels. It is calculated by Q4-DIC with the two pictures $P1_{f_0}$ and $P1_{f_1}$ prior to loading and therefore corresponds to the standard resolution. This resolution level explains the high frequency fluctuations that can be seen in Fig. 6a.

A good knowledge of the elastic material properties is also a key information for an accurate estimation of the cutting forces. As shown in Eq. (4), the displacements and the forces are proportional to the Young's modulus. Having misestimated the Young's modulus directly impacts the results. The fact that the mean force levels measured by the dynamometer and both DIC approaches are very close validates the value of the Young's modulus.

Finally, a dual frame imager with a low repetition rate (i.e., the presented case) can be employed for recording cutting tests with serrated chip but the lack of control of the instant of chip formation led us to use a high speed camera. With the use of the integrated approach, which is faster than the identification with Q4-DIC fields, this type of chip formation is studied with I-DIC.

4. Serrated chip formation analysis

In the case of hard machining, serrated chips are produced at high frequency. To analyze the chip formation, multiple images are needed during a chip segment formation. For this purpose, a second experiment has been developed.

4.1. Experimental set-up with high speed camera

The experimental environment used is the same as presented in Section 3.1. Only the lighting source, the camera and the PTU have changed. An ultra-high speed camera Photron Fastcam SA-Z with a 12-bit monochrome CMOS sensor has been mounted in the milling machine. A high power LED lighting source has been specially developed to get clear pictures even at 1 Mfps. The triggering device is kept the same and is directly working with the camera without any PTU interface. The same experimental sequence as previously mentioned (Section 3.1) is followed. However, to improve the quality of the analyze, a lower cutting speed: $V_c = 1$ m/s, is chosen. Therefore more picture are captured during a segment formation.

The number of pictures recorded during a cutting test is set in order to get multiple images during a chip segment formation. The selected frame rate is 50,000 fps with an exposure time of 10 μ s. Two sequences of 100 images have been recorded. The first sequence before the process (i.e., unloaded configuration), and the second during the planing test (corresponding to the whole pass of

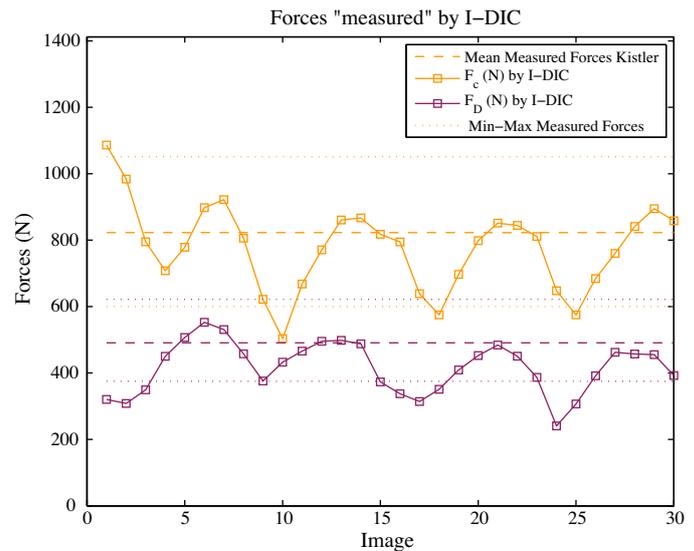


Fig. 8. Evolution of cutting forces during 4 segments formation; $V_c = 1$ m/s, $h = 0.10$ mm.

the cutting edge in the scene). In the second sequence, 30 successive pictures $\{J_1, \dots, J_i, \dots, J_{30}\}$ have been selected to be analyzed with the developed I-DIC approach. Each image is registered with a reference image I chosen in the first sequence of 100 pictures. The J_i images correspond to the generation of 4 segments with the tool crossing through the middle of the pictures.

The determination of the force application point has been performed the same way as previously mentioned (Section 3.2) on the first picture (J_1) of the set of deformed images. Due to the displacement of the tool, this application point has to be recalculated for each image. An automatic procedure has been developed. The rigid body motion of the tool is measured with standard Q4-DIC between the deformed images J_i with $i \in [2, \dots, 30]$ and the first deformed image J_1 . Each value of the tool motion is then applied to the previously determined force application location in order to move this point for every deformed image. Last, I-DIC calculations between each picture J_i and the reference picture I are performed with the determined force application point in order to measure the instantaneous cutting force and the corresponding displacement field.

4.2. Cutting force during chip segments formation

The change of the cutting forces measured by I-DIC approach is reported in Fig. 8. A periodic evolution of the forces is visible with a frequency of 6.9 kHz and an amplitude of 130 N and 90 N for respectively the cutting and thrust forces. This amplitude represents about 18% of the mean value during the test for the cutting force and 22% for the thrust force.

Each time the cutting force reaches a minimum value, a chip segment is completely formed as observed in images 9 (Fig. 9a, segment number $n - 1$) and 17 (Fig. 9i, segment number n). While the segment $n - 1$ is moving out (see image 10, Fig. 9b), the cutter is moving forward and pushes on the remaining plastic part of the 45° shear plane previously formed (for $n - 1$ segment), thereby increasing slowly the cutting force. In images 11, 12 and 13 (see Fig. 9c–e), the undamaged material behind the $n - 1$ shear plane is compressed by the cutter without any out-of-plane distortions in the future segment. The cutting forces reach a maximum level at image 14 (Fig. 9f), and simultaneously the material bulges over a triangle that will become the segment n . The loading applied by the cutting tool induces yielding of the material that starts shearing along a plane oriented at an angle of 45° between the tool tip

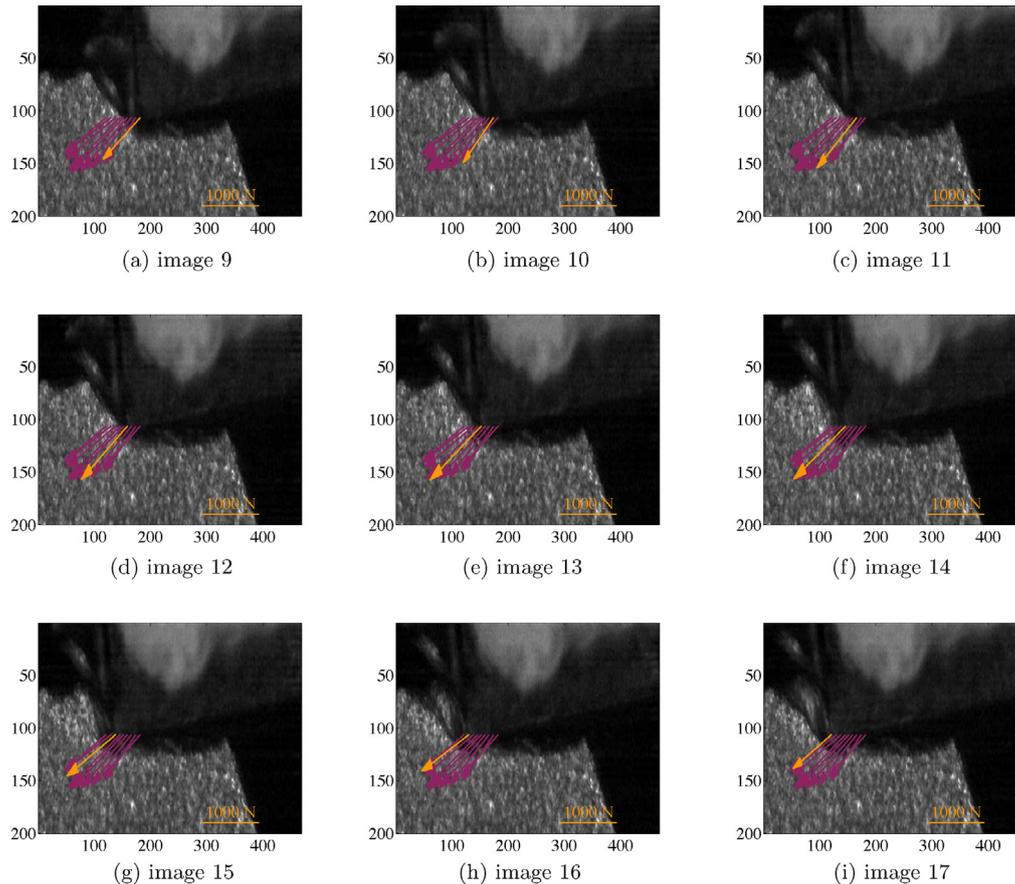


Fig. 9. Chip segment formation with the current resultant force in orange and the other images forces in purple for (a) image 9 to (i) 17; $V_c = 1$ m/s, $h = 0.10$ mm.

and the free surface as seen in image 15 (Fig. 9g). The cutting force then decreases until the segment n starts sliding along the shear plane (see image 16, Fig. 9h). The segment is completely formed and ejected as seen in image 17 (Fig. 9i). The segment formation process is completed. By repeating each steps of the formation, a full chip is formed.

4.3. Influence of cutting parameters on cutting forces

Different cutting speed and uncut chip thickness conditions were analyzed thanks to the proposed methodology on films. The obtained mean cutting forces: F_{cm} and F_{Dm} and the fluctuation amplitudes: A_{F_c} and A_{F_D} during segments formation are sum up in Table 1. The force fluctuation amplitudes increase with the uncut chip thickness whereas the frequency decreases. The cutting speed has only an effect on the segmentation frequency that increases with the speed. The characteristic length of a segment

Table 1

Effect of the cutting speed V_c and the uncut chip thickness h on mean cutting forces, fluctuation amplitude due to serrated chip formation and segments formation frequency.

Cutting conditions		Mean force		Fluctuation		Frequency (kHz)
V_c (m/s)	h (mm)	F_{cm} (N)	F_{Dm} (N)	A_{F_c} (%)	A_{F_D} (%)	
1.0	0.05	533	305	15%	10%	9.3
1.0	0.10	722	409	18%	22%	6.9
1.0	0.15	1083	682	24%	18%	5.4
1.5	0.10	573	425	18%	16%	9.7
2.0	0.10	830	569	24%	17%	13.0

L_s , calculated according to Eq. (16), is not influenced by the cutting speed for $h = 0.1$ mm, and is $L_s = 0.15$ mm.

$$L_s(\text{mm}) = \frac{V_c(\text{m/s})}{f(\text{kHz})} \quad (16)$$

5. Conclusion

This study has presented a new methodology to measure cutting forces based on the elastic behavior of the machined material. Thanks to two complementary imaging devices (i.e., a double frame imager coupled with laser lighting and a high speed imaging camera with LED lighting), it has been possible to record, at commonly used cutting speed (i.e., between 1 and 2 m/s), multiple pictures of segment formation during hard machining of AISI 52100 steel cut with a c-BN tool. The first device shot two high definition pictures of the cut whereas the second one recorded a full movie of the segment formation but with lower quality.

The relevance of the Flamant–Boussinesq solution as a loading probe in terms of displacement field in the specimen was investigated with an inverse identification procedure to post-process Q4-DIC measurements. The estimated forces by this method are in good agreement (i.e., less than 5% error) with the mean cutting forces recorded by a piezoelectric sensor. The Flamant–Boussinesq solution was then implemented as displacement basis for an integrated DIC analysis and compared to Q4-DIC measurements. A 4% relative error on the kinematic field is reached. The mean force estimations of ten trials is close to the mean measured cutting forces but presents higher deviations. The new integrated approach has been validated according to the exposed results. The feasibility of “stress gauging” (Roux et al., 2005) has been shown herein not to

measure elastic properties but to devise a load cell based on DIC measurements.

The second set-up was utilized to investigate the source of the forces measurement deviations. A whole movie of the cut was processed with the developed method. The cyclic fluctuations of the cutting forces were highlighted and represent about 20% of the mean measured cutting forces. Furthermore, having both the instantaneous cutting forces and the pictures, it was possible to link them experimentally in order to explain a segment formation. The influence of the cutting speed and the uncut chip thickness on forces fluctuation and segments formations frequency was exposed.

In the near future, the kinematic field and the cutting force measurements will be used for the validation of multiphysical simulations. In addition to thermal field, it can be used for more realistic constitutive equation identification, namely, the cutting test will become the mechanical test itself. Another outlook is to employ the Flamant–Boussinesq solution for surface integrity prediction in the material. Thus, with cutting forces models, the plastically deformed layer induced by the cutting operation could be estimated on a 3D-machined part.

Acknowledgements

The authors gratefully thank:

- ADEME for the financial support through the WindProcess project;
- NTN-SNR for material supply;
- CEA-Valduc for providing the sCMOS imaging device and laser lighting.

References

- Arriola, I., Whitemon, E., Heigel, J., Arrazola, P., 2011. Relationship between machinability index and in-process parameters during orthogonal cutting of steels. *CIRP Ann. Manuf. Technol.* 60 (1), 93–96.
- Baizeau, T., Campocasso, S., Fromentin, G., Rossi, F., Poulachon, G., 2015. Effect of rake angle on strain field during orthogonal cutting of hardened steel with c-BN tools. *Procedia CIRP* 31, 166–171.
- Besnard, G., Hild, F., Roux, S., 2006. “Finite-element” displacement fields analysis from digital images: application to Portevin–Le Châtelier bands. *Exp. Mech.* 46 (6), 789–803.
- Boussinesq, J., 1892. Equilibre d'élasticité – Des perturbations locales que produit au-dessus d'elle une forte charge, répartition uniformément le long d'une droite normale aux deux bords, a la surface supérieure d'une poutre rectangulaire et de longueur indéfinie posée soit sur un sol horizontal, soit sur deux appuis transversaux équidistants de la charge. *C. R. Acad. Sci. Paris* 114 (1), 1510–1516.
- Chou, Y., Song, H., 2003. Thermal modeling for finish hard turning using a new cutting tool. *Proc. ASME IMECE* 41765, 183–192.
- Flamant, A., 1892. Equilibre d'élasticité – Sur la répartition des pressions dans un solide rectangulaire chargé transversalement. *C. R. Acad. Sci. Paris* 114 (1), 1465–1468.
- Grédiac, M., Hild, F., 2012. Full-Field Measurements and Identification in Solid Mechanics. ISTE/Wiley, London, UK.
- Hild, F., Roux, S., 2012a. Comparison of local and global approaches to digital image correlation. *Exp. Mech.* 52 (9), 1503–1519.
- Bornert, M., Hild, F., Orteu, J.J., Roux, S., 2012. Digital Image Correlation. John Wiley & Sons, Inc., pp. 157–190, <http://dx.doi.org/10.1002/9781118578469.ch6>.
- ISO:683-17, 2014. Heat-treated steels, alloy steels and free-cutting steels – Part 17: Ball and Roller Bearing steels, Number 683-17. Afnor.
- Mabrouki, T., Rigal, J.F., 2006. A contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning. *J. Mater. Process. Technol.* 176 (1), 214–221.
- Mathieu, F., Leclerc, H., Hild, F., Roux, S., 2015. Estimation of elastoplastic parameters via weighted FEMU and integrated-DIC. *Exp. Mech.* 55 (1), 105–119.
- Movahhedy, M., Altintas, Y., Gadala, M., 2002. Numerical analysis of metal cutting with chamfered and blunt tools. *J. Manuf. Sci. Eng.* 124 (2), 178–188.
- Oxley, P.L.B., 1989. The Mechanics of Machining: an Analytical Approach to Assessing Machinability. E. Horwood, Chichester, England.
- Poulachon, G., Moisan, A., 2000. Hard turning: chip formation mechanisms and metallurgical aspects. *J. Manuf. Sci. Eng.* 122 (3), 406–412.
- Pujana, J., Arrazola, P., Villar, J., 2008. In-process high-speed photography applied to orthogonal turning. *J. Mater. Process. Technol.* 202 (1–3), 475–485.
- Ren, H., Altintas, Y., 2000. Mechanics of machining with chamfered tools. *J. Manuf. Sci. Eng.* 122 (4), 650–659.
- Roux, S., Hild, F., 2006. Stress intensity factor measurements from digital image correlation: post-processing and integrated approaches. *Int. J. Fract.* 140 (1–4), 141–157.
- Roux, S., Hild, F., 2008. Digital image mechanical identification (DIMI). *Exp. Mech.* 48 (4), 495–508.
- Roux, S., Hild, F., Pagano, S., 2005. A stress scale in full-field identification procedures: a diffuse stress gauge. *Eur. J. Mech. A: Solids* 24 (A), 442–451.
- Sutton, M., Orteu, J., Schreier, H., 2009. Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements: Basic Concepts, Theory and Applications. Springer, New York, NY, USA.
- Umbrello, D., Rotella, G., 2012. Experimental analysis of mechanisms related to white layer formation during hard turning of AISI 52100 bearing steel. *Mater. Sci. Technol.* 28 (2), 205–212.
- Yang, D., Liu, Z., 2015. Surface plastic deformation and surface topography prediction in peripheral milling with variable pitch end mill. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 91, 43–53.

Bilan

Après avoir démontré sur des images fortement résolues le bien fondé des solutions analytiques de FLAMANT-BOUSSINESQ comme base cinématique pour la corrélation d'images intégrée, ces solutions ont été appliquées avec succès pour la mesure dynamique des efforts de coupe en rabotage. Une fréquence d'acquisition égale à la fréquence de prise d'images est donc atteinte. Dans le cas présenté, l'acquisition a été réalisée à 50 kHz pour une fréquence de festonnement atteignant 13 kHz pour la plus haute vitesse de coupe. La précision de la mesure sur les efforts moyens par rapport à ceux enregistrés par la platine dynamométrique diffère de moins de 5%. L'origine de cette erreur est double.

La première source d'erreur concerne les valeurs sélectionnées pour les paramètres élastiques du matériau. Bien que celles employées soient celles des aciers : $E=210$ GPa, $\nu=0.3$, l'étude des paramètres élastiques de l'acier utilisé (*cf.* annexe E) dans le cadre de cette thèse montre de faibles écarts. Une étude de sensibilité aux paramètres du matériau des mesures par corrélation des efforts de coupe et de pénétration pour un point d'application des efforts et une zone de corrélation identique a été réalisée (présentée dans le tableau 4.2 en annexe D). Il apparaît que la mesure des efforts est sensible aux valeurs prises pour les caractéristiques du matériau. Une augmentation de 1 GPa sur le module d'Young induit une augmentation de 0.5% des deux efforts et une augmentation de 0.01 sur le coefficient de Poisson induit une augmentation proche de 1% sur les efforts. Il convient donc de choisir avec soin ces paramètres.

La seconde source d'erreur est le choix du point d'application de la charge qui n'est pour le moment pas automatisé dans la réalisation des calculs comme détaillé en annexe D.

Même si l'utilisation de cet outil de corrélation est simple et conduit à des mesures d'efforts dynamiques, des précautions de mise en œuvre sont nécessaires. En effet la zone d'analyse doit se situer suffisamment loin de l'outil pour que la corrélation d'images soit conduite uniquement dans du matériau se comportant élastiquement. Le point d'application de la charge ainsi que les paramètres du matériau doivent être correctement sélectionnés.

Bien que cet outil ne soit présenté ici que pour la mesure d'efforts dynamiques induits par la formation de copeaux festonnés, il peut avoir d'autres applications quand des phénomènes dynamiques sont étudiés. À titre d'exemple, cet outil a été employé pour l'étude de l'influence, sur les efforts, de l'orientation des grains lors de la coupe d'un alliage de titane traité bêta ayant subi un traitement de grossissement des grains pour un collègue doctorant [Ramirez, 2017].

Un des avantages supplémentaire apporté par l'utilisation d'une solution analytique pour l'expression du champs de déplacement est la possibilité de dériver les champs obtenus pour le calcul des déformations sans que ces dernières ne soient perturbées par le bruit de mesure. Puis, comme l'étude est conduite dans une zone où le matériau se comporte élastiquement, il est possible pour les matériaux homogènes et isotropes de calculer dans cette zone les contraintes grâce à la loi de HOOKE. Nous nous proposons donc d'exploiter cette piste, dans le chapitre suivant, pour la prédiction de l'intégrité de surface induite par le tournage dur sous l'angle de la plastification résiduelle générée par l'outil de coupe.

Chapitre 4

Prediction of surface integrity using Flamant–Boussinesq analytical model

Après n'avoir analysé que des opérations de rabotage 2D, les méthodologies développées sont appliquées pour le cas d'étude qui nous intéresse le plus : le tournage de finition à l'outil c-BN de l'acier 100 CrMo 7 traité. Dans le but de prédire la zone plastifiée résiduelle sur la pièce usinée par une opération de tournage dur, le modèle de FLAMANT-BOUSSINESQ est d'abord poussé à sa limite d'utilisation afin de proposer un critère de contrainte pour la détection d'une frontière élastique/plastique en rabotage. Ensuite, grâce à la méthodologie de discrétisation d'arête et au modèle d'effort identifié pendant les essais de rabotage, le chargement local de chaque portion d'arête est déterminé. Avec le modèle de FLAMANT-BOUSSINESQ, ce chargement est utilisé pour prédire les champs de déformations et de contraintes 3D dans la matière jusqu'au seuil de plastification précédemment déterminé. Les profils et les profondeurs des zones plastifiées sont alors fournis numériquement. Afin de valider la prédiction, des tests de coupe à l'outil 3D sont conduits pour permettre de relever la position de la zone plastifiée induite par la coupe et de la comparer aux résultats de la modélisation numérique.

Sommaire

4.1	Introduction	69
4.2	Experimental and modelling procedures	69
4.2.1	Work material, cutting tools and parameters	69
4.2.2	Experimental set-up and parameters	70
4.2.3	Numerical models and paramaters	70
4.3	Results and discussion	71
4.3.1	Cutting forces modelling	71
4.3.2	Determination of the stress limit criterion σ_{lim}	71
4.3.3	3D modelling validation and surface integrity prediction	71
4.4	Conclusions and Outlooks	72
4.5	Acknowledgements - References	72
	Bilan	73



Contents lists available at ScienceDirect

CIRP Annals - Manufacturing Technology

journal homepage: <http://ees.elsevier.com/cirp/default.asp>

Prediction of surface integrity using Flamant–Boussinesq analytical model

Thomas Baizeau*, Frédéric Rossi, Gérard Poulachon (2), José Carlos Outeiro (2)



CrossMark

Arts et Metiers ParisTech, LaBoMaP, Rue porte de Paris, 71250 Cluny, France

ARTICLE INFO

Keywords:

Surface integrity
Hard machining
Predictive model

ABSTRACT

Surface integrity prediction of hard machining using PCBN cutting tools remains a major topic for many high value added applications. A Flamant–Boussinesq (FB) analytical model has initially been applied for surface integrity prediction in orthogonal cutting. In order to extend this model to the general case of 3D cutting process, a cutting force model was developed and incorporated into the FB model. This one was then used to evaluate the plastically deformed layer thickness induced by 3D round cutting tools. It was validated by comparing the predicted plastic strains with the micro hardness distribution induced by 3D cutting tests.

© 2016 CIRP.

1. Introduction

Surface integrity induced by material removal processes remains a challenge for predicting the functional performance and lifetime of components [1]. Despite that the residual stress state in the machined surface and subsurface is the most studied parameter, a good knowledge of the remaining plastic strain beneath the surface after a cutting operation, is a key factor to set the next production step in order to improve the surface integrity.

The combination of Digital Image Correlation (DIC) with the development of ultra-high speed cameras opens new avenues for recording strain fields during orthogonal cutting [2], and consequently to get access to the surface integrity [3] by using numerical modelling. However, this method has not yet been used to 3D operation using a round insert.

This research proposes an hybrid approach by combining the commonly used edge discretisation method on forces [4,5] with the Flamant–Boussinesq (FB) analytical model [6,7] and the kinematic (displacement and strain) field measurement performed by DIC.

To validate this approach, the plastically deformed layer thickness was extracted from the model and compared to the corresponding thickness obtained experimentally. This thickness was estimated with micro-hardness tests conducted at different cross-sections of the machined specimen.

2. Experimental and modelling procedures

2.1. Work material, cutting tools and parameters

Cutting tests were performed on an AISI 52100 hardened bearing steel according to the ISO 683-17 standard [8]. The 35(L) × 15(w) × 1.5/4.5(t) mm specimens have been extracted in a

hardened tube heat treated at 850 °C, quenched in hot oil and tempered at 110 °C during 60 min. The work material presents ultra-fine carbides spread in a 60% martensitic and 40% bainitic structure with an average grain size of 5 μm. A 610 ± 15 HV_{0.1} average hardness was measured with a Wilson Tukon 1202 micro-hardness tester. A new specimen was employed for each cutting condition.

Two inserts references CCGW060202 (rectilinear edge) and RNGN090300B (round edge) provided by Sumitomo were used for orthogonal cutting and 3D-planing tests, respectively. The substrate is composed by 70% of c-BN (4 μm of particle size) embedded in a TiN binder (Sumitomo BNC200 grade). Both inserts have an 19 ± 5 μm edge radius, r_{β} , a -20° rake angle, γ , and a 7° clearance angle, α , after mounted in the tool holder (in the tool-in-hand system according to the ISO 3002 standard [9]). For the whole study, the cutting speed has been selected to 90 m/min based on a prior tool-life and a work material/cutting tool pair investigation. For the orthogonal cutting, presented in Fig. 1a, the width of cut, b , is

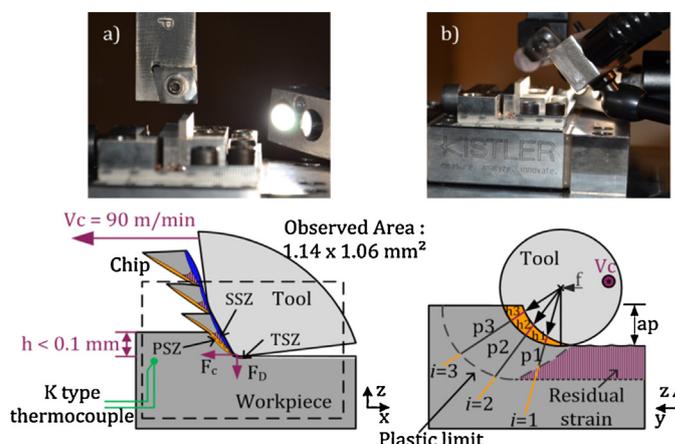


Fig. 1. Cutting tests configurations: (a) orthogonal cutting with linear cutting edge and (b) 3D-planing with round cutting edge.

* Corresponding author.

E-mail address: thomas.baizeau@ensam.eu (T. Baizeau).

equal to the width of the specimen ($b = 1.5$ mm) [10]. The uncut chip thickness, h , was selected ranging from 0.01 to 0.1 mm with a step of 0.01 mm. These values are in the range of the evolution of the uncut chip thickness obtained in 3D-planing configuration (Fig. 1b). For the 3D-planing tests, the feed, f , and the depth of cut, a_p , were kept constant and both equal to 0.2 mm. The feed values covered an uncut chip thickness ranging from 0 to 0.07 mm. Each set of conditions were repeated three times on a DMG DMC85V milling machine.

2.2. Experimental set-up and parameters

The cutting speed is obtained by the translation of the x -axis powered by linear motors enabling to reach up to 120 m/min. In the case of the orthogonal cutting, the uncut chip thickness is adjusted with the z -axis, and the y -axis is fixed. For the planing configuration, the feed and the depth of cut are respectively incremented with the y and z -axis.

Using a special developed triggering system, an ultra-high speed camera Photron Fastcam SA-Z, mounted with a Mitutoyo ML 10 \times lens, was synchronised with the linear encoder of the x -axis as shown in Fig. 2. The incremental signals in quadrature (a and b) and their conjugates are interpolated and compared to know the x -position with a resolution of 2 μ m. The cutting tool is observed passing through the 1.14×1.06 mm² area (1.783 μ m/px with 640×600 px resolution and a 12 bits dynamic range) at a frame rate of 50 000 f/s and an exposure time of 1/100 000 s. For each trial, a total of 100 frames (denoted I_1 to I_{100}) are recorded during cutting. Images I_0 (initial state) and I_{101} (deformed state) are recorded before and after the cutting test, respectively.

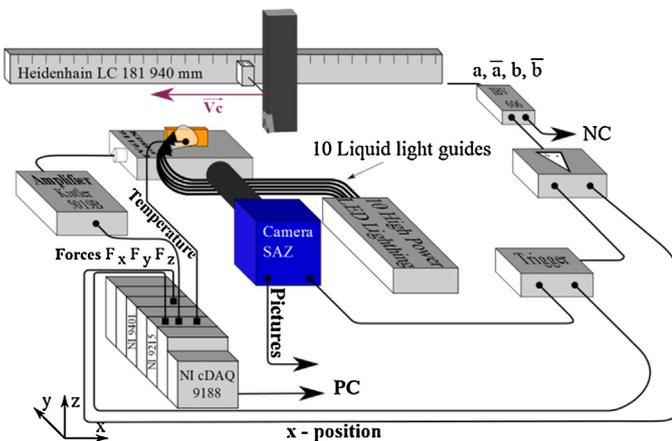


Fig. 2. Planing test set-up.

The DIC was performed on images with CorreliQ4 software that uses a global methodology based on Q4P1-shape functions [11].

A Kistler 9119AA2 piezoelectric dynamometer and a 5019B charge amplifier were used to measure the cutting forces. Finally, a K-type thermocouple was located at 0.05 mm beneath the machined surface, to measure the inner temperature of the work material.

All signals were recorded synchronously at 10 kHz sampling rate, using a NI cDAQ9188 rack with the NI 9401, NI 9215 and NI 9205 acquisition cards for x -position, forces/trigging signals and thermocouple temperature, respectively.

2.3. Numerical models and parameters

The Flamant–Boussinesq (FB) analytical model [6,7] describes the kinematic fields induced by a given uniform line load acting over a semi-infinite elastic body. The problem is schematically represented in Fig. 3 and the solution is given by Eq. (1) (λ and μ

are Lamé's coefficients) at any point $M(x,y)$.

$$\begin{aligned} u_x &= \frac{f_x}{2\pi\mu} \left(\frac{y^2}{x^2+y^2} + \frac{\lambda+2\mu}{\lambda+\mu} \log\left(\frac{b}{\sqrt{x^2+y^2}}\right) \right) \bar{e}_x \\ &+ \frac{f_y}{2\pi\mu} \left(\frac{xy}{x^2+y^2} + \frac{\mu}{\lambda+\mu} \arctan\left(\frac{x}{y}\right) \right) \bar{e}_x \\ u_y &= \frac{f_x}{2\pi\mu} \left(\frac{xy}{x^2+y^2} - \frac{\mu}{\lambda+\mu} \arctan\left(\frac{x}{y}\right) \right) \bar{e}_y \\ &+ \frac{f_y}{2\pi\mu} \left(\frac{x^2}{x^2+y^2} - \frac{\mu}{\lambda+\mu} + \frac{\lambda+2\mu}{\lambda+\mu} \log\left(\frac{b}{\sqrt{x^2+y^2}}\right) \right) \bar{e}_y \end{aligned} \quad (1)$$

In the case of orthogonal cutting, the elementary cutting force, $f_c = F_c/b$ and the thrust force, $f_D = F_D/b$, can be identified respectively to f_x and f_y in the analytical model as presented schematically in Fig. 3.

Therefore, knowing the elastic properties of the work material ($E = 201$ GPa and $\nu = 0.27$, [12]) and the applied forces, the stress induced in the subsurface can be calculated by successive derivations under plane strain conditions. However, because of the large plastic deformations occurring during the cutting process, the model is only valid in the inner material, below the elasto-plastic boundary, which maximal depth is p , as shown in Fig. 3.

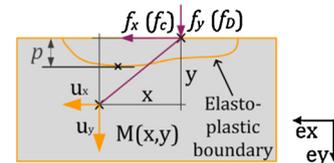


Fig. 3. Parametrisation of Flamant–Boussinesq problem.

As described by Outeiro et al. [3], the equivalent residual plastic strain, ε_{eq} , within the work material can be determined by DIC, using only two images: I_0 and I_{101} . As a consequence, the maximum thickness of the plastically deformed layer, p , generated by orthogonal cutting can be evaluated (see in Fig. 3). This depth and the stress field calculated with the FB analytical model are used to determine the maximal stress at this depth.

In order to predict the plastic limit in the work material for 3D-planing, the analytical model was applied on each segment from the edge discretisation methodology. Each elementary edge can be seen as a linear edge, acting in an orthogonal cutting configuration [5]. With the linear cutting force model presented in Eq. (2), it is possible to link the 3D geometry of the cutting edge and the

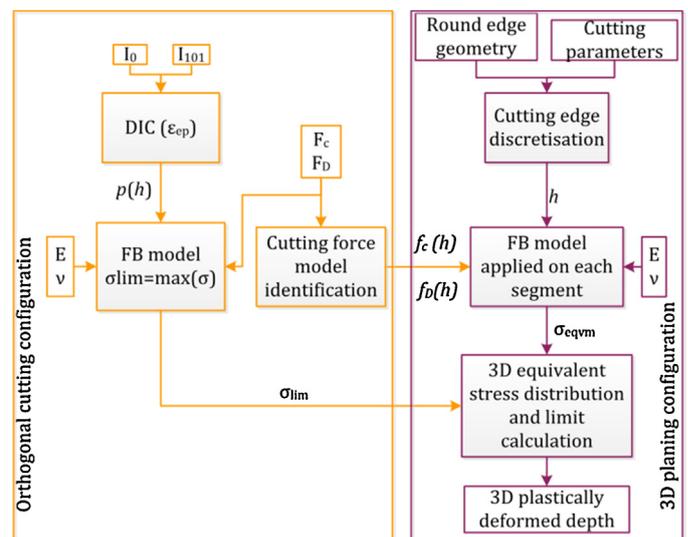


Fig. 4. Flowchart of the proposed hybrid approach.

elementary forces applied on each segment by calculating the uncut chip thickness, h .

$$f_c = K_{cc}h + k_{ec} \quad \text{and} \quad f_D = K_{cd}h + k_{ed} \quad (2)$$

By applying those estimated line forces in the FB analytical model on each segment, p is estimated in each plane, i (see Fig. 1b) normal to the considered segment. The plastic limit in the work material for 3D-planing generated by the round insert can be finally drawn, as presented in Fig. 1b, by orthogonal projection of the maximal stress value generated by each segment in the yz -plane. After all, the resulting plastic depth remaining on the material after the 3D-planing is the maximal depth generated by the round edge, calculated in the z -direction. The flowchart of this hybrid approach is presented in Fig. 4.

3. Results and discussion

3.1. Cutting forces modelling

An inverse identification procedure has been applied to determine the mechanistic law coefficients (see Eq. (2)), for the orthogonal cutting configuration, by least mean squares method between the mean measured forces and the modelled one. Table 1 shows the values of these coefficients, the maximum and the average relative errors (RE_{\max} and RE_{mean}). The low values of RE_{mean} (only 6.3% and 6.5%) show the effectiveness of this model for the cutting and thrust forces prediction. The relatively high values of RE_{\max} were obtained for $h = 0.01$ mm and can be explained by the low ratio between the uncut chip thickness and the cutting edge radius (h/r_n), where the ploughing phenomenon is competing the cutting. This value of h will no more be taken into consideration in the analysis hereafter.

Table 1
Cutting force model coefficients and accuracy.

Force direction (i)	K_{ci} (N/mm)	k_{ei} (N/mm ²)	RE_{\max} (%)	RE_{mean} (%)
Cutting (c)	3235	43.5	18.3	6.3
Thrust (D)	2135	96.1	18.7	6.5

3.2. Determination of the stress limit criterion σ_{lim}

As shown in Fig. 5, ε_{eq} is larger near to the surface and decreases as the depth beneath the machined surface increases. Then, ε_{eq} stabilises around a nonzero value due to the measurement noise of the DIC. In order to locate the limit depth between the elastic and the plastic regions, an equivalent plastic strain criterion of 0.0065 was used. This value represents the mean equivalent strain at 1 mm behind the generated surface plus three times the standard deviation.

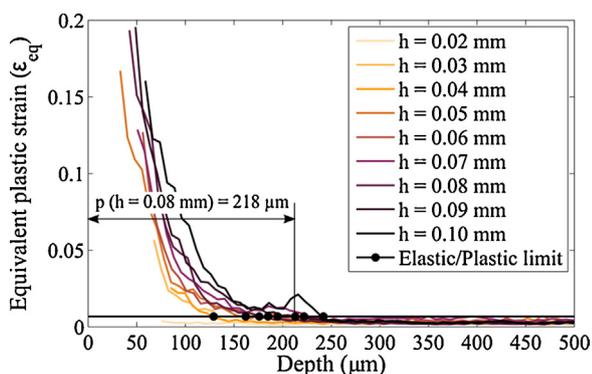


Fig. 5. Determination of the plastically affected depth with the equivalent strain calculation for orthogonal cutting tests.

Knowing, both the depth and forces for each trial, it is now possible to calculate the maximal stress generated by the cutting and the thrust forces at this depth with the FB model, as shown in Fig. 6. A temperature value of 43 °C was used in the calculations of the elastic properties, which was obtained from the measurements performed by the K-type thermocouple. This protocol has been performed for all the 30 orthogonal cutting tests leading to an identified limit stress criterion $\sigma_{\text{lim}} = 1307$ MPa with a standard deviation of 85 MPa.

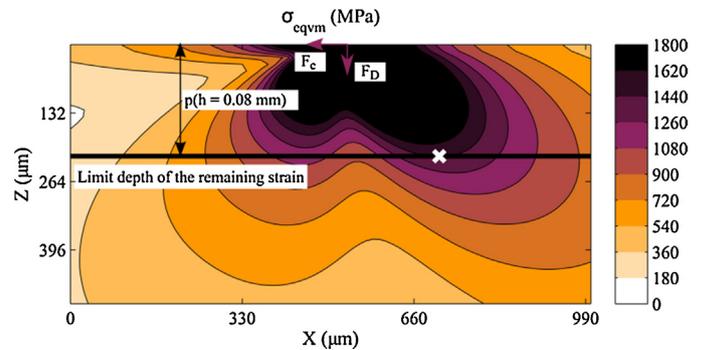


Fig. 6. Distribution of Von Mises equivalent stress in the work material for the orthogonal cutting test ($h = 0.08$ mm), obtained by the FB model.

3.3. 3D modelling validation and surface integrity prediction

Fig. 7 represents the distribution of the predicted elastic Von Mises equivalent stress in the work material. For each active cutting edge segment, the uncut chip thickness has been calculated at the middle of the segment, where the cutting and thrust forces were applied.

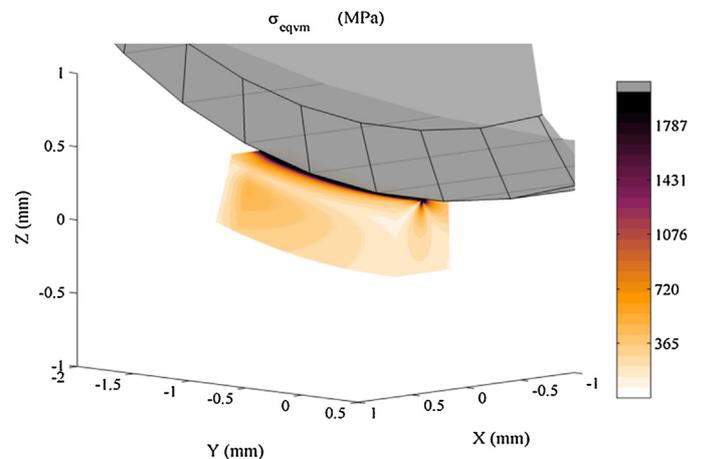


Fig. 7. 3D representation of the Von Mises equivalent stress (σ_{eqvm}) field in the work material induced by a cutting edge discretised with 800 segments.

Fig. 8 represents the maximum Von Mises stress projected in the yz -plane, where the plastic deformed region ($\sigma_{\text{eqvm max}} > \sigma_{\text{lim}}$) is coloured in black. For $f = 0.2$ mm and $a_p = 0.2$ mm, the predicted residual strain limit depth beneath the machined surface is 79 μm .

In order to validate the 3D-planing model, Vickers micro-hardness measurements were performed on five cross-sections parallel to the yz -plane. A matrix of 25×50 indentations with 100 g load (50 μm length between each) was applied to measure the hardness distribution in each cross-section. The average hardness value of the five indentations at the same position in the matrix was calculated. Therefore, a single matrix of average hardness was obtained, over which a 4th order polynomial surface was interpolated to obtain the isolines shown in Fig. 9. The 620 $\text{HV}_{0.1}$ isoline represents plastically deformed layer regards to the value measured within the specimen (610 $\text{HV}_{0.1}$). Finally, the

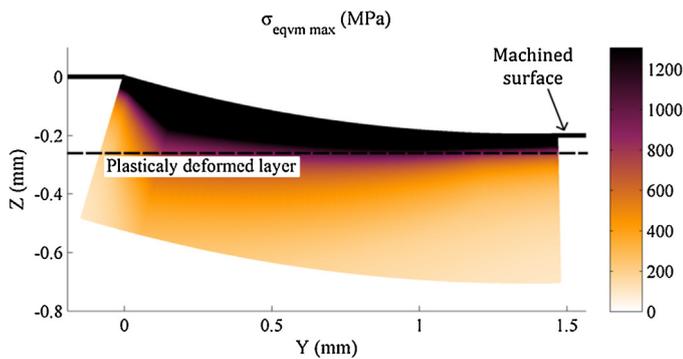


Fig. 8. Maximal stress in the yz-plane. Stresses values higher than the stress criterion are represented in black.

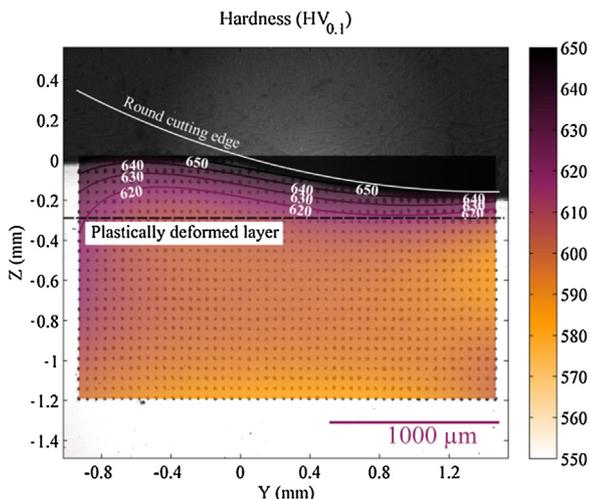


Fig. 9. Mean hardness measurements in the specimen after 3D-planing (cutting conditions: $f = 0.2$ mm, $a_p = 0.2$ mm, $V_c = 90$ m/min).

maximum thickness of plastically deformed layer induced by the 3D-planing was estimated, being equal to $87 \mu\text{m}$. This depth was calculated the same manner as the stress criterion in the 3D modelling.

The model predictions are in quite good agreement with the measurements. It just slightly under-estimates in 5.5% the thickness of the plastically deformed layer. Furthermore, both predicted and measured distributions are very similar, showing the effectiveness of the proposed modelling approach for predicting the plastically deformed affected depth.

4. Conclusion and outlooks

An innovative hybrid experimental/analytical approach was developed and applied for predicting the plastically deformed affected depth induced by hard machining of AISI 52100 bearing steel. This approach combines the commonly used cutting edge discretisation methodology with the Flamant–Boussinesq analytical model and the kinematic (displacement and strain) field analysis performed by DIC. Two kinds of metal cutting configurations were used in this approach: orthogonal cutting and 3D-planing.

Firstly, the orthogonal cutting tests permitted to obtain the equivalent plastic strain distribution in the work material, which was calculated by Digital Image Correlation (DIC). Based on this distribution, the plastically deformed depth was determined and used together with the measured forces as input data for the Flamant–Boussinesq model. This one permitted the knowledge of a limit stress criterion for the plastic region. In addition, the orthogonal cutting tests were used to identify the cutting and thrust forces model.

Secondly, using the cutting edge discretisation method, the predicted forces induced by a round edge were applied to each edge segment. Then, the Flamant–Boussinesq analytical model was applied to each edge segment in order to calculate the stress field induced in the work material. In view of the determined stress criterion, the threshold between the plastic and elastic regions is defined and the thickness of the plastically deformed layer is predicted.

Finally, Vickers micro-hardness tests were performed to verify the accuracy of the proposed model. A 5.5% deviation between the predicted and the measured maximum thickness of plastically deformed layer was obtained along the $87 \mu\text{m}$ affected layer.

Based on the Flamant–Boussinesq model results, an improvement is proposed, which consists into use this model as shape functions for the DIC calculation instead of Q4P1 functions.

Furthermore, the kinematic field and the cutting forces measurements should be used for the validation of multiphysics numerical simulations. Moreover, the cutting operation can be seen as a mechanical test, used to identify the material constitutive model coefficients based on an inverse approach. In addition, the thermal field measurements should be taken into account for more realistic material behaviour.

Acknowledgements

The authors gratefully thank:

- ADEME for the financial support through the WindProcess project;
- NTN-SNR for material supply;
- François Hild for his help on DIC, Sébastien Campocasso for his help on experimental set-up and Guillaume Fromentin who initiated the study.

References

- [1] Jawahir IS, Brinksmeier E, M'Saoubi R, Aspinwall DK, Outeiro JC, Meyer D, Umbrello D, Jayal AD (2011) Surface Integrity in Material Removal Processes: Recent Advances. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 60(1):603–626.
- [2] Arriola I, Whitenon E, Heigel J, Arrazola P (2011) Relationship Between Machinability Index and In-process Parameters During Orthogonal Cutting of Steels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 60(1):93–96.
- [3] Outeiro JC, Campocasso S, Denguir L, Fromentin G, Vignal V, Poulachon G (2015) Experimental and Numerical Assessment of Subsurface Plastic Deformation Induced by OFHC Copper Machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 64(1):53–56.
- [4] Armarego EJA, Whitfield RC (1985) Computer Based Modelling of Popular Machining Operations for Force and Power Prediction. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 34(1):65–69.
- [5] Campocasso S, Poulachon G, Costes J, Bissey-Breton S (2014) An Innovative Experimental Study of Corner Radius Effect on Cutting Forces. *CIRP Annals - Manufacturing Technology* 63(2):121–124.
- [6] Flamant M, Boussinesq M (1892) Equilibre d'élasticité - Sur la répartition des pressions dans un solide rectangulaire chargé transversalement. *Compte Rendu de l'Académie des Sciences* 114(11):1465–1468.
- [7] Boussinesq M (1892) Equilibre d'élasticité - Des perturbations locales que produit au-dessus d'elle une forte charge, répartie uniformément le long d'une droite normale aux deux bords, à la surface supérieure d'une poutre rectangulaire et de longueur indéfinie posée de champ soit sur un sol horizontal, soit sur deux appuis transversaux équidistants de la charge. *Compte Rendu de l'Académie des Sciences* 114(11):1510–1516.
- [8] ISO 683-17 (2014) Heat-Treated Steels, Alloy Steels and Free-Cutting Steels - Part 17: Ball and Roller Bearing Steels. *Afnor* 1–37.
- [9] ISO 3002-1 (1993) Basic Quantities in Cutting and Grinding - Part 1: Geometry of the Active Part of Cutting Tools - General Terms, Reference Systems, Tool and Working Angles, Chip Breakers. *Afnor* 1–68.
- [10] Baizeau T, Campocasso S, Fromentin G, Rossi F, Poulachon G (2015) Effect of Rake Angle on Strain Field During Orthogonal Cutting of Hardened Steel with c-BN Tools. *Procedia CIRP* 31(0):166–171.
- [11] Besnard G, Hild F, Roux S (2006) "Finite-Element" Displacement Fields Analysis from Digital Images: Application to Portevin - Le Châtelier Bands. *Experimental Mechanics* 46(6):789–803.
- [12] Ding H, Shin YC (2013) Multi-Physics Modeling and Simulations of Surface Microstructure Alteration in Hard Turning. *Journal of Materials Processing Technology* 213(16):877–886.

Bilan

Alors que les temps de calcul nécessaires pour la simulation numérique d'une opération de coupe peuvent atteindre plusieurs jours [Marusich and Ortiz, 1995], la démarche présentée dans ce chapitre permet la prédiction de la profondeur plastifiée sur une durée d'une minute de temps de calcul. Après une phase d'identification du critère de plastification pour un couple arête/matière donné lors d'essais de coupe orthogonale sur le dispositif expérimental conçu, il est possible de tester de nombreuses conditions d'avance et de profondeur de passe comme montré en figure 4.10. Il apparaît notamment que selon les conditions, la portion d'arête produisant la plus grande profondeur plastifiée peut être soit : la portion d'arête formant la surface finale 4.10a, une portion d'arête dans l'arc en prise 4.10b ou alors celle qui coupe l'épaisseur coupée maximale 4.10c. Pour un débit copeau identique : $[f = 0.1 \text{ mm/tr}, a_p = 0.2 \text{ mm}]$ et $[f = 0.2 \text{ mm/tr}, a_p = 0.1 \text{ mm}]$, le deuxième jeu de paramètres va induire une profondeur plastifiée plus importante. Il est aussi possible de trouver un jeu de paramètres opératoires permettant de limiter cette profondeur plastifiée à une limite qui peut être spécifiée par le bureau d'études ou des méthodes.

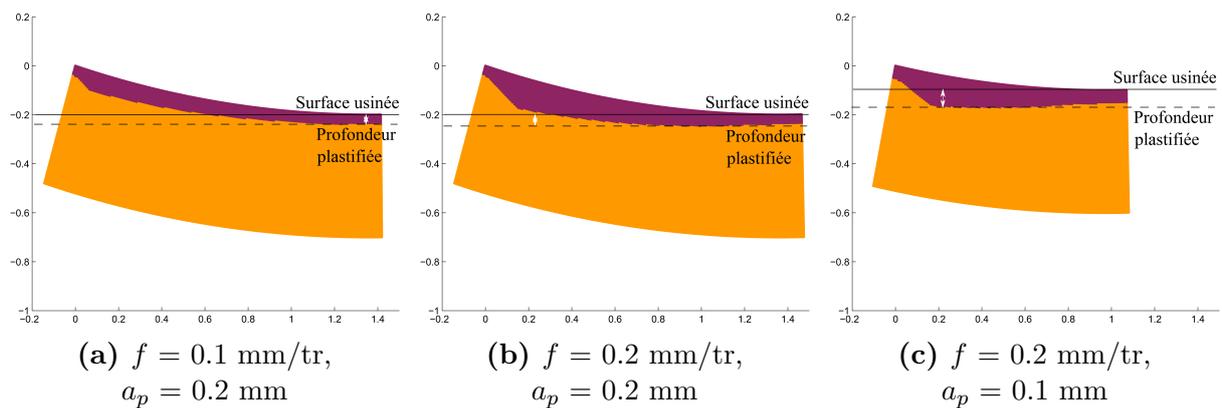


Figure 4.10 – Représentation de zone de plastification résiduelle (en violet) induite par différentes conditions de coupe.

Bien qu'il soit possible d'étudier, avec le code actuel, la coupe à l'outil rond ou dans le rayon de bec des plaquettes, cette démarche peut aussi être étendue à l'étude des géométries d'outils plus complexes après les avoir implémentées.

Ainsi dans ce chapitre, l'usage de l'ensemble des outils numériques et expérimentaux pour la caractérisation des champs cinématiques en usinage, exposés dans les chapitres précédents ainsi que les annexes attenantes, a permis de développer un outil de prédiction de l'intégrité de surface induite par l'opération de tournage dur de finition.

Conclusions et Perspectives

Conclusions

L'objectif de ce travail était de caractériser les champs cinématiques induits dans la matière sous l'effet d'un outil de coupe en vue de la prédiction de l'intégrité de surface générée. L'application cible était le tournage dur de finition de l'acier 100 CrMo 7 traité thermiquement à l'outil c-BN.

Pour cela, un dispositif expérimental installé *in-situ* dans la machine-outil a été mis au point pour la mesure des champs cinématiques induits dans la pièce durant une opération d'usinage. Ce dispositif permet notamment l'obtention de films de la coupe en rabotage en conditions réalistes d'usinage (jusqu'à 120 m/min). Le développement de différents composants électroniques a permis une acquisition synchronisée des images, des mesures d'efforts de coupe, de la position de l'axe et de la température dans la pièce. À la fois deux images à fortes résolutions spatiotemporelles et des films continus mais moins résolus de la coupe ont été obtenus grâce à la modularité du système développé. La complémentarité de ces deux systèmes a permis d'observer les champs cinématiques dans une zone caractéristique millimétrique, où la déformation et la vitesse de déformation sont importantes tout en fournissant les informations les plus riches possibles jusque proche de la surface usinée.

Un code de calcul de corrélation d'images commercial (mais ouvert) CorreliQ4, basé sur une approche globale, a été dans un premier temps employé. Grâce aux stratégies de choix d'images proposées, la mesure des champs cinématiques induits avant, pendant et après la coupe a été possible. Des procédures numériques de traitement des résultats de corrélation ont été développées afin de mesurer les données macroscopiques de la formation du copeau (géométrie et morphologie du copeau, plan de cisaillement primaire . . .) mais aussi des données microscopiques telles que les champs cinématiques dans la pièce par le couple outil/copeau ou les champs de déformations résiduelles.

De plus, le développement d'un module de corrélation d'images, basé sur une approche globale et intégrée, spécialement dédié à la coupe orthogonale, utilisant comme base cinématique le modèle analytique de Flamant-Boussinesq, a permis de mesurer les efforts de coupe à la fréquence de prise d'images. L'analyse de la formation de copeaux festonnés dans le cas d'un acier durci a été rendue possible par cette solution d'identification. La comparaison de ces mesures par corrélation d'images à celles obtenues par une platine dynamométrique a montré la pertinence du modèle proposée. L'utilisation de cette technique permet de surpasser la limitation en fréquence des moyens de mesure d'efforts en usinage.

En poursuivant le champ d'investigation offert par l'utilisation de ce modèle analytique, une méthodologie de prédiction de la profondeur plastifiée, lors d'une opération de tournage a été mise au point et validée pour une arête 3D circulaire. Une étape d'identification de la contrainte seuil de plastification en coupe orthogonale grâce à la corrélation d'images et au modèle analytique utilisé précédemment a été premièrement conduit. Puis une démarche basée sur la méthodologie du couple arête/matière (CAM) et de la discrétisation géométrique d'outil de coupe est appliquée. Puisque cette étape d'identification est réalisée pour un CAM, l'impact sur l'intégrité de surface d'un outil quelconque de cette famille peut être simulé.

Pour synthétiser, ces trois années ont été l'occasion d'un développement à la fois expérimental et numérique robuste pour la caractérisation des champs cinématiques dans la matière usinée et jusqu'au plan de cisaillement. Les outils et les méthodologies développées dans la thèse ont donc permis d'observer et de caractériser les champs cinématiques qui étaient restés jusqu'alors inaccessibles et de les employer pour étudier le chargement mécanique et l'intégrité de surface pendant l'usinage dur. Enfin, ces développements ont permis d'acquérir des compétences, jusqu'alors inexistantes au laboratoire, en mesure de position par lecture des codeurs, imagerie rapide, en mesures synchronisées et en corrélation d'images.

Perspectives

L'ensemble des champs cinématiques induits pendant la coupe n'a cependant pas été analysé.

Un certain nombre de travaux de recherche et de transfert technologique, menés au sein du laboratoire, utilisent actuellement tout ou une partie du dispositif expérimental et les outils numériques développés lors la thèse, dans une démarche "plug and play", pour : l'étude de la formation de bavure [Régnier et al., 2016], l'analyse de la coupe d'alliages de titane [Ramirez, 2017], le conception de géométries d'outil et de brise-copeaux favorisant la fragmentation ou encore l'étude de la transformation de phase dans un alliage à mémoire de forme pendant l'usinage [Maatougui, 2016]. Il reste encore des axes d'analyse de champs cinématique induit par la coupe puisque ni les champs dans le copeau ni ceux dans les quelques micromètres sous l'arête de coupe n'ont été étudiés dans les travaux menés.

Une perspective importante de ces travaux est la mise en place d'un couplage simulation/expérimentation puisque la compréhension fine des mécanismes de coupe passe par la simulation numérique. Actuellement, les modélisations sont alimentées par des lois de comportement approximatives car obtenues dans des conditions éloignées de plusieurs ordres de grandeur des dynamiques de la coupe.

La collaboration avec le LMT Cachan pour le développement des modules de corrélation, spécifiques à l'usinage, a mis en évidence la possibilité de faire interagir une simulation numérique de la coupe orthogonale avec une analyse par corrélation d'images d'essais de rabotage. Le développement de cette méthode dite "FEMU" (Finite Element Model Updating) pourrait permettre d'identifier les paramètres de la loi de plasticité mais aussi d'endommagement de la matière dans les conditions réelles de la coupe. Dans le domaine de la mécanique quasi-statique, cette démarche est utilisée notamment au LMT Cachan où

un système de couplage entre le logiciel de simulation Abaqus et le logiciel de corrélation d'images Correli 3.0 est déjà fonctionnel [Mathieu et al., 2015].

Cette possibilité d'identification de la loi de comportement plastique mais aussi d'endommagement de la matière avec des essais d'usinage serait une avancée notable pour les simulations des opérations de la coupe (tournage, perçage, fraisage). En effet, l'essai de rabotage deviendrait alors un essai de caractérisation mécanique (ou thermo-mécanique) à proprement parler. Ainsi, les lois obtenues seront identifiées aux cinétiques de chauffe et de déformation propres à l'usinage, qu'aujourd'hui aucune machine de caractérisation conventionnelle n'est en mesure de proposer.

Dans le cadre des perspectives de cette thèse, un modèle de rabotage d'acier dur a été développé sur Abaqus/Explicit. Le modèle ainsi que le film de la coupe ont été transmis au LMT pour démontrer la sensibilité à l'identification inverse des paramètres de la loi de comportement grâce à la mesure par corrélation d'images des champs de déplacements dans la pièce. L'identification de la loi d'endommagement serait un plus. Il apparaît cependant qu'un travail important sur l'intégration propre des simulations d'usinage dans le module d'identification soit nécessaire de par la particularité de celles-ci (déplacement outil et interaction outil/matière). De plus, la prise en compte des données macroscopiques (efforts de coupe principalement) mesurées pendant les essais de rabotage doit être intégrée à l'identification pour améliorer celle-ci. Enfin, la prise en compte de mesures de « champs thermiques » dans l'identification semble être indispensable pour contraindre le degré de liberté thermique laissé à l'identification.

Cependant, à l'heure actuelle, la mesure de champ thermique (caméra thermique NIR ou PEAR) ne semble pas suffisamment mature pour proposer des champs thermiques quantitatifs à des fréquences aussi hautes que celles obtenues lors du film de la coupe. Il est pressenti qu'une connaissance du champ thermique complet n'est néanmoins pas indispensable, mais que la connaissance des températures en quelques points positionnés stratégiquement peut être suffisante. La maîtrise fine de la mesure par thermocouple de la température, ainsi que la bibliographie sur ce type de mesure, laisse penser que cette voie peut être satisfaisante pour la contrainte du degré de liberté thermique de l'identification. Il conviendrait donc d'intégrer des mesures thermiques au dispositif expérimental déjà conçu.

La volonté de répondre à cet axe novateur de recherche a conduit au montage d'un nouveau projet de thèse entre le LaBoMaP, le LMT Cachan et le CEA dans le cadre de l'Institut Carnot ARTS (dépot le 30 octobre 2016) nommé CACTUS (Caractérisation des champs cinématique et Thermique en USinage).

Enfin, pour libérer la machine-outil, support du dispositif expérimental, pour accroître les vitesses de coupe atteignables et pour inclure les mesures thermiques dans un espace plus important, un banc d'essai instrumenté pour l'établissement de lois de comportement en rabotage nommé ARRIBA (Automatisme pour Rabotage Rapide Instrumenté de laBorAtoire) est en phase de conception depuis dix huit mois et devrait entrer en phase de fabrication dans un an pour un budget prévisionnel de 120 000 €. Ce banc a pour vocation de faire fonctionner l'ensemble des avancées expérimentales qui ont été développées pendant la thèse.

Bibliographie

- [Adolfsson and Ståhl, 1995] Adolfsson, C. and Ståhl, J.-E. (1995). Cutting force model for multi-toothed cutting processes and force measuring equipment for face milling. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35(12) :1715–1728.
- [Albrecht et al., 2005] Albrecht, A., Park, S. S., Altintas, Y., and Pritschow, G. (2005). High frequency bandwidth cutting force measurement in milling using capacitance displacement sensors. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(9) :993–1008.
- [Armarego and Cheng, 1972a] Armarego, E. J. A. and Cheng, C. Y. (1972a). Drilling with flat rake face and conventional twist drills - II. experimental investigation. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 12(1) :37–54.
- [Armarego and Cheng, 1972b] Armarego, E. J. A. and Cheng, C. Y. (1972b). Drilling with flat rake face and conventional twist drills - I. theoretical investigation. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 12(1) :17–35.
- [Armarego and Epp, 1970] Armarego, E. J. A. and Epp, C. J. (1970). An investigation of zero helix peripheral up-milling. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 10(2) :273–291.
- [Armarego and Samaranayake, 1999] Armarego, E. J. A. and Samaranayake, P. (1999). Performance prediction models for turning with rounded corner plane faced lathe tools. i. theoretical development. *Machining Science and Technology*, 3(2) :143–172.
- [Arriola et al., 2011] Arriola, I., Whittenton, E. P., Heigel, J., and Arrazola, P. J. (2011). Relationship between machinability index and in-process parameters during orthogonal cutting of steels. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 60(1) :93–96.
- [ASM, 1995] ASM, I. (1995). *Properties and selection : irons, steels, and high-performance alloys*, volume 1. American Society for Metals, Metals Park, Ohio.
- [Attanasio et al., 2012] Attanasio, A., Umbrello, D., Cappellini, C., Rotella, G., and M'Saoubi, R. (2012). Tool wear effects on white and dark layer formation in hard turning of AISI 52100 steel. *Wear*, 286-287 :98–107.
- [Baizeau et al., 2017] Baizeau, T., Campocasso, S., Fromentin, G., and Besnard, R. (2017). Kinematic field measurements during orthogonal cutting tests via dic with doubleframe camera and pulsed laser lighting. *Experimental Mechanics*. Accepted on December the 20th, 2016.
- [Baizeau et al., 2015] Baizeau, T., Campocasso, S., Fromentin, G., Rossi, F., and Poulachon, G. (2015). Effect of rake angle on strain field during orthogonal cutting of hardened steel with c-BN tools. *Procedia CIRP*, 31 :166–171.
- [Baizeau et al., 2016a] Baizeau, T., Campocasso, S., Rossi, F., Poulachon, G., and Hild, F. (2016a). Cutting force sensor based on digital image correlation for segmented chip formation analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, 238 :466–473.

- [Baizeau et al., 2016b] Baizeau, T., Rossi, F., Poulachon, G., and Outeiro, J. (2016b). Prediction of surface integrity using flamant–boussinesq analytical model. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 65(1) :81–84.
- [Barbacki et al., 2003] Barbacki, A., Kawalec, M., and Hamrol, A. (2003). Turning and grinding as a source of microstructural changes in the surface layer of hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 133 :21–25.
- [Barry and Byrne, 2002] Barry, J. and Byrne, G. (2002). Chip formation, acoustic emission and surface white layers in hard machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 51(1) :65 – 70.
- [Bartarya and Choudhury, 2012] Bartarya, G. and Choudhury, S. K. (2012). State of the art in hard turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 53(1) :1 – 14.
- [Bedekar et al., 2016] Bedekar, V., Poplawsky, J. D., Guo, W., Shivpuri, R., and Hyde, R. S. (2016). Atomic migration of carbon in hard turned layers of carburized bearing steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 65(1) :85–88.
- [Beekhuis et al., 2012] Beekhuis, B., Stoebener, D., and Brinksmeier, E. (2012). Adapted non-circular soft turning of bearing rings - impact of process machine interactions on compensation potential. *Procedia CIRP*, 1 :540–545.
- [Bellet and Barrau, 1990] Bellet, D. and Barrau, J. J. (1990). *Cours d'Élasticité*, volume 1. Cepadues-editions.
- [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. *Experimental Mechanics*, 46(6) :789–803.
- [Bissey, 2006] Bissey, S. (2006). *Développement d'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : Cas du fraisage des aciers traités thermiquement*. PhD thesis, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers (campus de Cluny).
- [Bissey-Breton et al., 2007] Bissey-Breton, S., Poulachon, G., and Lapujoulade, F. (2007). Identification of cutting relations in high speed milling. *Advances in Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering II*, pages 519–530.
- [Bornert et al., 2012] Bornert, M., Hild, F., Orteu, J.-J., and Roux, S. (2012). *Digital Image Correlation*, chapter 6, pages 157–190. John Wiley & Sons, Inc.
- [Boussinesq, 1892] Boussinesq, M. J. (1892). Equilibre d'élasticité - des perturbations locales que produit au-dessus d'elle une forte charge, répartie uniformément le long d'une droite normale aux deux bords, à la surface supérieure d'une poutre rectangulaire et de longueur indéfinie posée de champ soit sur un sol horizontal, soit sur deux appuis transversaux équidistants de la charge. *Compte Rendu de l'Académie des Sciences*, 114(1) :1510–1516.
- [Bouterf et al., 2015] Bouterf, B., Roux, S., Hild, F., Vivier, G., Brajer, X., Maire, E., and Meille, S. (2015). Damage law identification from full field displacement measurement : Application to four-point bending test for plasterboard. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 49 :60 – 66.
- [Brinksmeier et al., 2007] Brinksmeier, E., Salter, J., and Grote, C. (2007). Distortion engineering : Identification of causes for dimensional and form deviations of bearing rings. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(1) :109–112.

- [Buchkremer and Schoop, 2016] Buchkremer, S. and Schoop, J. (2016). A mechanics-based predictive model for chip breaking in metal machining and its validation. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 65(1) :69 – 72.
- [Calamaz, 2008] Calamaz, M. (2008). *Approches expérimentales et numériques de l'usinage à sec de l'alliage aéronautique TA6V*. PhD thesis, Université Bordeaux 1.
- [Campocasso, 2013] Campocasso, S. (2013). *Développement d'un modèle d'effort de coupe multi-opération et multi-matériaux, Application au tournage du cuivre pur dans différents états métallurgiques*. PhD thesis, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers ParisTech (campus de Cluny).
- [Campocasso et al., 2011] Campocasso, S., Costes, J. P., Poulachon, G., and Perez Duarte, A. (2011). Cutting forces modeling in finish turning of inconel 718 alloy with round inserts. 223 :75–84.
- [Chae and Park, 2007] Chae, J. and Park, S. S. (2007). High frequency bandwidth measurements of micro cutting forces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(9) :1433 – 1441.
- [Childs, 1971] Childs, T. H. C. (1971). A new visio-plasticity technique and a study of curly chip formation. *International Journal of Mechanical Sciences*, 13(4) :373 – 387.
- [Chou and Evans, 1999] Chou, Y. K. and Evans, C. J. (1999). White layers and thermal modeling of hard turned surfaces. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39(12) :1863 – 1881.
- [Chou and Song, 2003] Chou, Y. K. and Song, H. (2003). Thermal modeling for finish hard turning using a new cutting tool. *Proceedings of ASME IMECE*, 41765 :183–192.
- [Chou and Song, 2005] Chou, Y. K. and Song, H. (2005). Thermal modeling for white layer predictions in finish hard turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(4-5) :481 – 495.
- [Cyros, 2015] Cyros, M. (2015). Sony CCD discontinuation : “sony confirms CCD sensors available for the next 10 years. <https://www.alliedvision.com/en/news/detail/news/sony-ccd-discontinuation-sony-confirms-ccd-sensors-/available-for-the-next-10-years.html>.
- [Davies et al., 2007] Davies, M. A., Ueda, T., M'Saoubi, R., Mullany, B., and Cooke, A. L. (2007). On the measurement of temperature in material removal processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(2) :581–604.
- [Denguir, 2016] Denguir, L. (2016). *Caractérisation et modélisation de l'état mécanique et microstructural des sous-couches affectées par l'usinage de finition du cuivre Cu-c2 et impact sur la résistance à la corrosion*. PhD thesis, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers (Campus de Cluny).
- [Denkena et al., 2015] Denkena, B., Grove, T., Dittrich, M. A., Niederwestberg, D., and Lahres, M. (2015). Inverse determination of constitutive equations and cutting force modelling for complex tools using Oxley's predictive machining theory. *Procedia CIRP*, 31 :405 – 410.
- [Ding and Shin, 2013] Ding, H. and Shin, Y. C. (2013). Multi-physics modeling and simulations of surface microstructure alteration in hard turning. *Journal of Materials Processing Technology*, 213(6) :877 – 886.
- [Dorlin et al., 2016] Dorlin, T., Fromentin, G., and Costes, J. P. (2016). Generalised cutting force model including contact radius effect for turning operations on Ti6-Al4-

- V titanium alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 114 :3297–3313.
- [Flamant and Boussinesq, 1892] Flamant, M. and Boussinesq, M. J. (1892). Equilibre d'élasticité - sur la répartition des pressions dans un solide rectangulaire chargé transversalement. *Compte Rendu de l'Académie des Sciences*, 114(1) :1465–1468.
- [Ghadbeigi et al., 2008] Ghadbeigi, H., Bradbury, S., Pinna, C., and Yates, J. R. (2008). Determination of micro-scale plastic strain caused by orthogonal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(2) :228–235.
- [Ghadbeigi et al., 2012] Ghadbeigi, H., Pinna, C., and Celotto, S. (2012). Quantitative strain analysis of the large deformation at the scale of microstructure : Comparison between digital image correlation and microgrid techniques. *Experimental Mechanics*, 52(9) :1483–1492.
- [Gravier et al., 2012] Gravier, J., Vignal, V., and Bissey-Breton, S. (2012). Influence of residual stress, surface roughness and crystallographic texture induced by machining on the corrosion behaviour of copper in salt-fog atmosphere. *Corros. Sci.*, 61 :162–170.
- [Grédiac and Hild, 2012] Grédiac, M. and Hild, F., editors (2012). *Full-Field Measurements and Identification in Solid Mechanics*. ISTE / Wiley, London (UK).
- [Griffiths, 1987] Griffiths, B. J. (1987). Mechanisms of white layer generation with reference to machining and deformation processes. *Journal of Tribology*, 109(3) :525–530.
- [Guang et al., 2014] Guang, C., Jun, L., Yinglun, H., and Chengzu, R. (2014). A new approach to the determination of plastic flow stress and failure initiation strain for aluminum alloys cutting process. *Computational Materials Science*, 95 :568 – 578.
- [Guo and Sahni, 2004] Guo, Y. B. and Sahni, J. (2004). A comparative study of hard turned and cylindrically groundwhite layers. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44 :135–145.
- [Hanson, 1988] Hanson, R. K. (1988). Planar laser-induced fluorescence imaging. *Journal of Quantitative Spectroscopy and Radiative Transfer*, 40(3) :343–362.
- [Hijazi and Madhavan, 2008] Hijazi, A. and Madhavan, V. (2008). A novel ultra-high speed camera for digital image processing applications. *Measurement Science and Technology*, 19(8) :1–12.
- [Hild and Roux, 2012a] Hild, F. and Roux, S. (2012a). Comparison of local and global approaches to digital image correlation. *Experimental Mechanics*, 52(9) :1503–1519.
- [Hild and Roux, 2012b] Hild, F. and Roux, S. (2012b). *Digital Image Correlation*, pages 183–228. Wiley-VCH, Weinheim (Germany).
- [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 :124–133.
- [ISO :683-17, 2014] ISO :683-17, editor (2014). *Heat-treated steels, alloy steels and free-cutting steels - Part 17 : Ball and Roller Bearing steels*. Number 683-17. Afnor.
- [König et al., 1993] König, W., Berkold, A., and Koch, K. F. (1993). Turning versus grinding : A comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 42(1) :39–43.
- [Kountanya et al., 2009] Kountanya, R., Al-Zkeri, I., and Altan, T. (2009). Effect of tool edge geometry and cutting conditions on experimental and simulated chip morphology in orthogonal hard turning of 100 Cr 6 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(11) :5068–5076.

- [Kruth et al., 1995] Kruth, J. P., Stevens, L., and Laurwens, L. (1995). Study of white layers of a surface machined by die-sinking electro-discharge machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 44(1) :169–172.
- [Lee and Shaffer, 1951] Lee, E. H. and Shaffer, B. W. (1951). The theory of plasticity applied to a problem of machining. *Journal of Applied Mechanics*, 18(4) :405–413.
- [Lee et al., 2006] Lee, S., Hwang, J., Shankar, M. R., Chandrasekar, S., and Compton, W. D. (2006). Large strain deformation field in machining. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 37(5) :1633–1643.
- [List et al., 2013] List, G., Sutter, G., Bi, X. F., 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.
- [Maatougui, 2016] Maatougui, A. (2016). Analyses de la transformation de phase et de champ de déformation durant l’usinage de l’alliage à mémoire de forme NiTi. Master’s thesis, École Nationale Supérieure d’Arts et Métiers (campus de Cluny).
- [Mabrouki et al., 2008] Mabrouki, T., Girardin, F., Asad, M., and Rigal, J. F. (2008). Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy A2024-T351. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(11) :1187–1197.
- [Marusich and Ortiz, 1995] Marusich, T. D. and Ortiz, M. (1995). Modelling and simulation of high-speed machining. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 38(21) :3675–3694.
- [Mathieu et al., 2015] Mathieu, F., Leclerc, H., Hild, F., and Roux, S. (2015). Estimation of elastoplastic parameters via weighted FEMU and Integrated-DIC. *Experimental Mechanics*, 55(1) :105–119.
- [Ministère de l’environnement de l’énergie et de la mer, 2014] Ministère de l’environnement de l’énergie et de la mer (2014). 2^{ème} appel d’offres éolien en mer. <http://www.developpement-durable.gouv.fr/Presentation-de-l-appel-d-offres.html>. Consulté le 15/07/2016.
- [Mondelin et al., 2012] Mondelin, A., Valiorgue, F., Rech, J., Coret, M., and Feulvarch, E. (2012). Hybrid model for the prediction of residual stresses induced by 15-5PH steel turning. *International Journal of Mechanical Sciences*, 58(1) :69–85.
- [Monteiro et al., 2013] Monteiro, S. N., Skury, A. N. D., Giardinieri de Azevedo, M., and Bobrovnichii, G. S. (2013). Cubic boron nitride competing with diamond as a superhard engineering material : an overview. *Journal of Materials Research and Technology*, 2(1) :68–74.
- [Moussaoui et al., 2015] Moussaoui, K., Mousseigne, M., Senatore, J., and Chieragatti, R. (2015). The effect of roughness and residual stresses on fatigue life time of an alloy of titanium. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 78(1) :557–563.
- [M’Saoubi et al., 2014] M’Saoubi, R., Axinte, D., Herbert, C., Hardy, M., and Salmon, P. (2014). Surface integrity of nickel-based alloys subjected to severe plastic deformation by abusive drilling. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 63(1) :61–64.
- [NF-E :66-520, 1997] NF-E :66-520, editor (1997). *Domaine de fonctionnement des outils coupants - Couple outil-matière*. Number NF-E-66-520. Afnor.
- [NTN-SNR, 2014] NTN-SNR (2014). Document interne.

- [Outeiro et al., 2015] Outeiro, J. C., Campocasso, S., Denguir, L. A., Fromentin, G., Vignal, V., and Poulachon, G. (2015). Experimental and numerical assessment of subsurface plastic deformation induced by OFHC copper machining. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 64(1) :53–56.
- [Oxley, 1962] Oxley, P. L. B. (1962). Shear angle solutions in orthogonal machining. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 2(3) :219–229.
- [Oxley, 1989] Oxley, P. L. B. (1989). *The Mechanics of Machining : an Analytical Approach to Assessing Machinability*. Chichester [England].
- [Peterson et al., 2001] Peterson, P. D., Mortensen, K. S., Idar, D. J., Asay, B. W., and Funk, D. J. (2001). Strain field formation in plastic bonded explosives under compressional punch loading. *Journal of Materials Science*, 36(6) :1395–1400.
- [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, 1999] Poulachon, G. (1999). *Aspects phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage c-BN des aciers durcis. Application : usinabilité de l'acier 100 Cr 6*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers ParisTech.
- [Poulachon, 2004] Poulachon, G. (2004). Usinabilité des matériaux difficiles - application aux aciers durcis. In *Mise en forme des matériaux par usinage*, volume BM7048V1, pages 1–22. Techniques de l'Ingénieur.
- [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 - Manufacturing Technology*, 47(1) :73–76.
- [Poulachon and Moisan, 2000] Poulachon, G. and Moisan, A. (2000). Hard turning : Chip formation mechanisms and metallurgical aspects. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 122(3) :406–412.
- [Pujana et al., 2008] Pujana, J., Arrazola, P. J., and Villar, J. A. (2008). In-process high-speed photography applied to orthogonal turning. *Journal of Materials Processing Technology*, 202(1–3) :475–485.
- [Ramesh and Melkote, 2008] Ramesh, A. and Melkote, S. N. (2008). Modeling of white layer formation under thermally dominant conditions in orthogonal machining of hardened aisi 52100 steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(3-4) :402–414.
- [Ramesh et al., 2005] Ramesh, A., Melkote, S. N., Allard, L. F., Riester, L., and Watkins, T. R. (2005). Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100 steel. *Materials Science and Engineering*, 390(1-2) :88–97.
- [Ramirez, 2017] Ramirez, C. (2017). *Critères d'optimisation des alliages de titane pour améliorer leur usinabilité (thèse en cours)*. PhD thesis, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers ParisTech (campus de Cluny).
- [Régnier et al., 2016] Régnier, T., Fromentin, G., Outeiro, J. C., Marcon, B., D'acunto, A., and Crolet, A. (2016). Experimental investigation and modeling study of burr formation during orthogonal cutting of A356+0,5Cu aluminium alloy. In *13th International Conference on High Speed Machining*.
- [Roux and Hild, 2006] Roux, S. and Hild, F. (2006). Stress intensity factor measurements from digital image correlation : post-processing and integrated approaches. *International Journal of Fracture*, 140(1-4) :141–157.

- [Roux and Hild, 2008] Roux, S. and Hild, F. (2008). Digital image mechanical identification (DIMI). *Experimental Mechanics*, 48(4) :495–508.
- [Roux et al., 2005] Roux, S., Hild, F., and Pagano, S. (2005). A stress scale in full-field identification procedures : a diffuse stress gauge. *European Journal of Mechanics A/Solids*, 24(A) :442–451.
- [Sartkulvanich et al., 2004] Sartkulvanich, P., Koppka, F., and Altan, T. (2004). Determination of flow stress for metal cutting simulation—a progress report. *Journal of Materials Processing Technology*, 146(1) :61–71.
- [Shaw and Vyas, 1993] Shaw, M. C. and Vyas, A. (1993). Chip formation in the machining of hardened steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 42(1) :29–33.
- [Stead, 1912] Stead, J. W. (1912). Micro-metallography and its practical application. *Journal of West Scot. Iron and Steel Inst.*, 19 :169–204.
- [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.
- [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*. Springer, New York, NY (USA).
- [Sutton et al., 1983] Sutton, M. A., Wolters, W. J., Peters, W. H., Ranson, W. F., and McNeill, S. R. (1983). Determination of displacements using an improved digital correlation method. *Image and Vision Computing*, 1(3) :133–139.
- [Tönshoff et al., 2000] Tönshoff, H. K., Arendt, C., and Ben Amor, R. (2000). Cutting of hardened steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 49(2) :547–566.
- [Tarasov, 1946] Tarasov, L. (1946). Detection, causes and prevention of injury in ground surfaces. *Trans. ASME*, 326 :389–451.
- [Turrier, 2013] Turrier, C. (2013). *Photographie numérique : Bases théoriques, prise de vue, fichier image*. Technosup (Paris). Ellipses Marketing.
- [Umbrello, 2013] Umbrello, D. A. (2013). Analysis of the white layers formed during machining of hardened AISI 52100 steel under dry and cryogenic cooling conditions. *International Journal of advanced Manufacturing Technologies*, 64(5-8) :633–642.
- [Umbrello and Filice, 2009] Umbrello, D. A. and Filice, L. (2009). Improving surface integrity in orthogonal machining of hardened AISI 52100 steel by modeling white and dark layers formation. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 58(1) :73–76.
- [Umbrello et al., 2010a] Umbrello, D. A., Jayal, A. D. B., Caruso, S. A., Dillon, O. W. B., and Jawahir, I. S. B. (2010a). Modeling of white and dark layer formation in hard machining of AISI 52100 bearing steel. *Machining Science and Technology*, 14(1) :128–147.
- [Umbrello et al., 2010b] Umbrello, D. A., Outeiro, J. C., M'Saoubi, R., Jayal, A. D. D., and Jawahir, I. S. D. (2010b). A numerical model incorporating the microstructure alteration for predicting residual stresses in hard machining of AISI 52100 steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 59(1) :113–116.
- [Umbrello and Rotella, 2012] Umbrello, D. A. and Rotella, G. B. (2012). Experimental analysis of mechanisms related to white layer formation during hard turning of AISI 52100 bearing steel. *Materials Science and Technology*, 28(2) :205–212.

- [Valiorgue, 2008] Valiorgue, F. (2008). *Simulation des processus de génération de contraintes résiduelles en tournage du 316L : Nouvelle approche numérique et expérimentale*. PhD thesis, ENSM Saint Etienne.
- [Valiorgue et al., 2007] Valiorgue, F., Rech, J., Hamdi, H., Gilles, P., and Bergheau, J. (2007). New approach for the modelling of residual stresses induced by turning of 316L. *Journal of Materials Processing Technology*, 191 :270–273.
- [Vel et al., 1991] Vel, L., Demazeau, G., and Etourneau, J. (1991). Cubic boron nitride : Synthesis, physicochemical properties and applications. *Materials Science and Engineering*, B10 :149–164.
- [Wright et al., 1979] Wright, P. K., Horne, J. G., and Tabors, D. (1979). Boundary conditions at the chip-tool interface in machining : comparison between seizure and sliding friction. *Wear*, 54 :371–390.
- [Zener and Hollomon, 1944] Zener, C. and Hollomon, J. (1944). Effect of strain upon plastic flow of steel. *Journal of Applied Physics*, 15 :22–32.
- [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.

Annexe A

Dispositif expérimental

Sommaire

A.1	Choix de la configuration de coupe orthogonale	88
A.2	Expérimentation de rabotage à grande vitesse	88
A.2.1	Principe de l'expérimentation du rabotage	88
A.2.2	Choix de la caméra et de l'éclairage	90
A.2.3	Choix du système optique	94
A.3	Intégration en machine-outil	95
A.3.1	Évolution de l'intégration	95
A.3.2	Fixation et réglage du système optique	98

A.1 Choix de la configuration de coupe orthogonale

Comme rappelé en introduction, plusieurs configurations de coupe orthogonale sont possibles : soit par coupe de tubes ou disques sur tour (la plus utilisée) soit par rabotage. Pour cette étude, la configuration de coupe orthogonale en rabotage a été retenue pour les raisons suivantes :

- la surface générée lors de l’essai est à paramètres constants et peut donc être étudiée post-usinage, contrairement à la configuration sur tour où la surface est générée durant le retrait de l’outil induisant donc une variation de l’épaisseur coupée ;
- la pièce est fixe par rapport à la caméra, simplifiant la prise d’images. Ceci diminue le risque d’obtenir des images de qualité inférieure ;
- la pièce est usinée sans courbure contrairement à la configuration sur tour. Ceci est particulièrement pertinent puisque toutes les simulations en coupe orthogonale modélisent une pièce sans courbure (dans la configuration identique à celle du rabotage) ;
- l’espace disponible dans l’enceinte de la machine-outil sélectionnée est bien supérieur à celui disponible dans les tours de dimensions standard ;
- aucun élément de l’expérimentation n’est en rotation, ce qui permet d’envisager une instrumentation à la fois de l’outil et de la pièce.

A.2 Expérimentation de rabotage à grande vitesse

Maintenant que les raisons du choix de la configuration ont été exposées, il convient de détailler le principe de l’expérimentation, son intégration en machine-outil avec les deux configurations de caméra et d’éclairage retenues, ainsi que la caractérisation dynamique du système et les précautions prises.

A.2.1 Principe de l’expérimentation du rabotage

La configuration d’essai retenue est une opération de rabotage, avec l’outil qui se translate par rapport à une pièce fixe. La machine-outil utilisée est une fraiseuse DMG DMC85V équipée de moteurs linéaires pour les mouvements d’avance. Ce sont ces moteurs, pouvant atteindre une vitesse de 2 m/s en milieu de course, qui permettent d’obtenir une translation de l’outil à grande vitesse correspondant au mouvement de coupe ($V_c = 120$ m/min maximale).

A.2.1.1 Les configurations précédentes au sein du laboratoire

La faisabilité d’une opération de rabotage avait été démontrée dans le cadre de deux expérimentations précédemment réalisées au LaBoMaP. Dans un premier temps, l’outil était monté en broche et indexé en position grâce à l’asservissement de la broche. Néanmoins, cette configuration présente deux inconvénients majeurs :

- les efforts de coupe sont transmis à la structure via les roulements de broche, qui ne sont ni en rotation ni à température de fonctionnement ;
- l’asservissement permanent en position crée un risque d’échauffement du moteur de broche et du variateur.

C’est pourquoi, une équerre (en couleur bordeaux sur la figure A.6) permettant de fixer l’outil de coupe sur le nez de broche a été conçue et réalisée par l’équipe d’ingénieurs ARTS. Cette équerre permet de transmettre les efforts de coupe à la structure sans passer par la broche. Enfin, la translation est réalisée selon l’axe X de la machine car celui-ci présente la course la plus importante : 850 mm. L’échantillon se situe au centre de cette course.

Les caméras ainsi que les dispositifs d’éclairage et de réglage sont eux fixés sur la table de la machine comme présenté au §A.3.1.

A.2.1.2 Gestion de l’accélération

Afin de réduire les vibrations qui pourraient nuire à la qualité des images, l’accélération maximale de l’axe X a été limitée en faisant augmenter progressivement la consigne de vitesse d’avance le long du déplacement. Pour cela, un programme d’usinage, développé par Guillaume FROMENTIN, fait varier le paramètre "AC_OVR" en fonction de la position sur l’axe X selon une fonction "cubique" par le biais d’actions synchrones spécifiques aux commandes numériques Siemens 840d PowerLine. L’accélération maximale a pu être limitée à 8.5 m.s^{-2} , contre 13.5 m.s^{-2} initialement, tout en assurant une vitesse de coupe de 120 m.min^{-1} dans la zone, réglable (fixée à 70 mm) autour de l’échantillon.

A.2.1.3 Acquisition et synchronisation

L’ensemble des essais est instrumenté en mesure de position de l’axe de translation, d’efforts de coupe, parfois de température et en imagerie comme le montre la figure A.1.

La mesure des efforts de coupe et des températures est réalisée par des tâches analogiques. Pour les efforts, les charges électriques, proportionnelles aux efforts appliqués sur la platine Kistler 9119AA2, sont amplifiées et converties en tensions analogiques par l’amplificateur de charge Kistler 5019A. Cette tension est ensuite mesurée avec une carte d’acquisition de signaux analogiques NI9215 (National Instruments).

Pour la mesure de température, soit la carte NI 9219 dédiée à la mesure de température, soit une carte de mesure de tension de type NI 9205, est utilisée. La première référence de carte assure la mesure de tensions issues des thermocouples, compense dynamiquement les soudures froides et réalise la conversion tension/température de chaque mesure. Elle permet des mesures jusqu’à 100 échantillons/seconde/voies. Le second type de carte n’assure que la mesure des tensions fournies par les thermocouples. La compensation de soudure froide ainsi que la conversion du signal de tension en température sont réalisées par post-traitement. Dans ce cas la compensation est statique mais cette carte permet la mesure de 250 000 échantillons/seconde quel que soit le nombre de voies utilisé parmi les 32 disponibles. Elle permet donc la mesure des phénomènes thermiques dynamiques.

Contrairement aux études précédentes du laboratoire où la position était acquise sur une sortie analogique de la machine avec un signal ± 10 V fonction de la position fournie par actions synchrones, la mesure de position a été réalisée, ici, par comptage numérique des signaux issus du codeur optique de la règle pour une meilleure résolution temporelle. Une précaution importante a été prise afin de ne pas perturber la machine par cette mesure puisque les signaux lus sont ceux utilisés par l'ensemble des boucles d'asservissement (position, vitesse et accélération) de la machine. Entre le codeur et la carte de commande du variateur, le câble a été éclaté afin de pouvoir dupliquer une partie des signaux avec un boîtier IBV 606 Heidenhain. Le câble est ensuite reconstitué afin d'être transparent pour la commande numérique. Les signaux dupliqués sont ceux du positionnement relatif de l'axe (10 signaux conjugués sinusoïdaux en 1 volt crête à crête - 1Vcc). Ces signaux sont ensuite interpolés par 2 et transformés en signaux de position TTL standard : $a, \bar{a}, b, \bar{b}, z, \bar{z}, sense, \bar{sense}, V+, GND$ au sein du boîtier IBV 606. Après comparaison des signaux conjugués par un boîtier dédié (développé en interne pour les besoins spécifiques de la thèse) pour s'affranchir des bruits, les signaux a et b sont acquis avec une carte compteur National Instruments NI 9401 afin de connaître la position de l'axe dans l'espace machine par rapport à une position de référence choisie au préalable.

Le dispositif de déclenchement synchronisé du système d'imagerie a fait lui aussi l'objet d'un développement spécifique, primordial pour une répétabilité des expérimentations. La taille réduite de la zone d'observation, donc le faible temps de transit de l'outil dans cette zone (< 1 ms), nous a poussés à vouloir développer un système qui permettrait un déclenchement de l'imagerie pour une position de l'outil, connue avec une tolérance maximale de 10 μm . Les détails sur son développement et sa conception sont fournis en annexe B.

Enfin, avec le support de National Instruments (fournisseur du matériel d'acquisition), le partage d'une horloge et l'utilisation d'un signal de déclenchement interne au châssis ont été utilisés pour l'acquisition synchronisée temporelle des tâches d'acquisition analogiques et numériques.

A.2.2 Choix de la caméra et de l'éclairage

Nous ne rappellerons pas ici les différences notables entre les systèmes double-frame + laser et les caméras rapides standard, mais leur complémentarité :

- peu d'images pour le premier système mais de très bonne qualité (haute résolution et temps d'exposition très court), ce qui permet d'obtenir une bonne résolution de mesure ;
- de nombreuses images pour les caméras rapides standard, mais de moins bonne qualité, ce qui permet un suivi temporel des phénomènes avec une plus faible précision.

Compte tenu de l'investissement prévu par le LaBoMaP fin 2014 d'une caméra rapide grâce au budget de la thèse, l'acquisition d'un dispositif comprenant une caméra double-frame (imager sCMOS, laVision, Allemagne) et d'un laser double cavité (Nd:Yag PIV Laser, LaVision, Allemagne) a été consenti pour le projet de post-doctorat de Sébastien CAMPOCASSO. Ainsi la disponibilité de ces deux dispositifs et la concordance temporelle

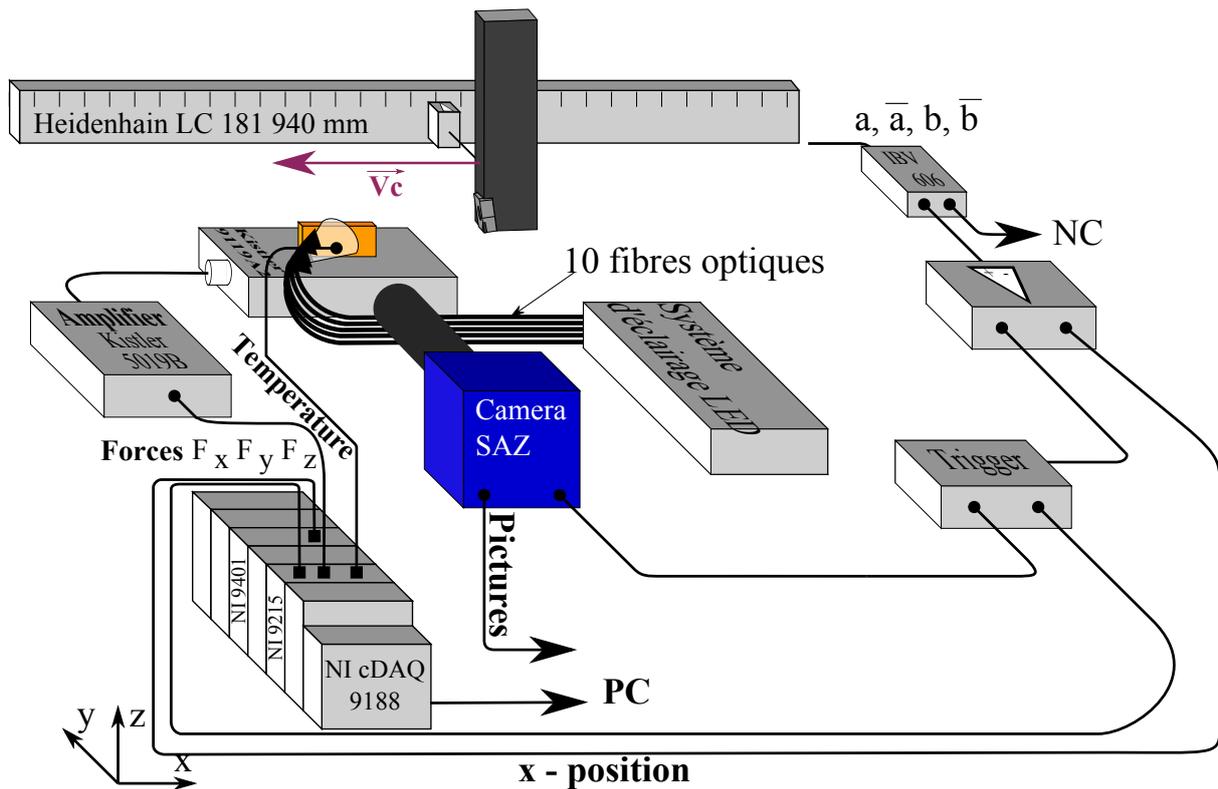


Figure A.1 – Principe de fonctionnement du matériel d'acquisition et de synchronisation dans la configuration camera rapide.

des deux projets a permis le co-développement du dispositif expérimental intégré en machine.

A.2.2.1 Éclairage continu et caméra ultra-rapide

L'investissement par le laboratoire s'est aussi porté sur une caméra rapide Photron Fastcam SA-Z monochrome et son logiciel de pilotage, PFV. Cette caméra permet la prise de 21 000 images/seconde en pleine définition (1024×1024 pixels de $20 \mu\text{m} \times 20 \mu\text{m}$ chacun, encodage sur 12 bits) et pouvant atteindre 2.1 millions d'images par seconde par fenêtrage (128×8 pixels). Nous l'avons typiquement utilisée dans une gamme de 30 à 100 kfps, avec une définition de 600×600 px et un temps d'exposition de $5 \mu\text{s}$. L'exposition est réalisée par un obturateur électronique permettant de descendre jusqu'à 159 ns d'exposition. La caméra dispose d'un espace de mémoire volatile de 80 Go (buffer de stockage) pour la prise et le stockage des films. Pour ne pas saturer cette mémoire, l'acquisition des images se fait de façon continue sur le buffer circulaire de stockage. Lors du déclenchement de l'enregistrement des images, la séquence désirée est protégée pour ne pas être écrasée par les images du cycle d'acquisition suivant.

Le déclenchement de la prise d'images est réalisé soit manuellement par l'utilisateur au travers du logiciel de pilotage, soit de façon automatique par envoi d'un signal TTL sur une entrée BNC extérieure. L'utilisation du buffer circulaire permet d'obtenir une prise d'images selon différents modes qui peuvent être sans retard, antérieur ou postérieur au signal de déclenchement. Nous avons utilisé un mode sans retard assurant la prise d'un

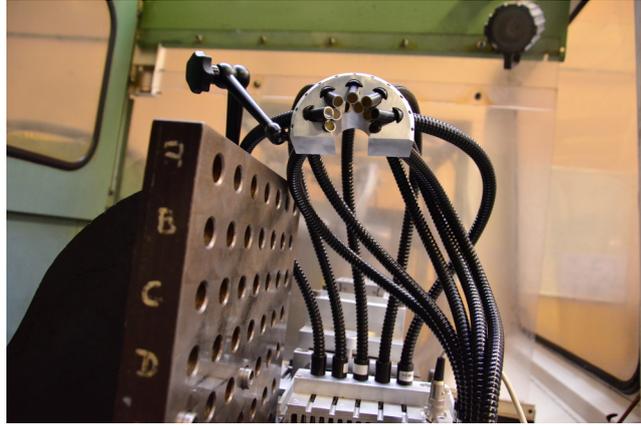


Figure A.2 – Dispositif d'éclairage de la scène par lumière continue constitué de LEDs de puissance et de fibres optiques focalisées par une bague de maintien fabriquée pendant la thèse.

nombre déterminé d'images (entre 50 et 500 en fonction des configurations et phénomènes observés).

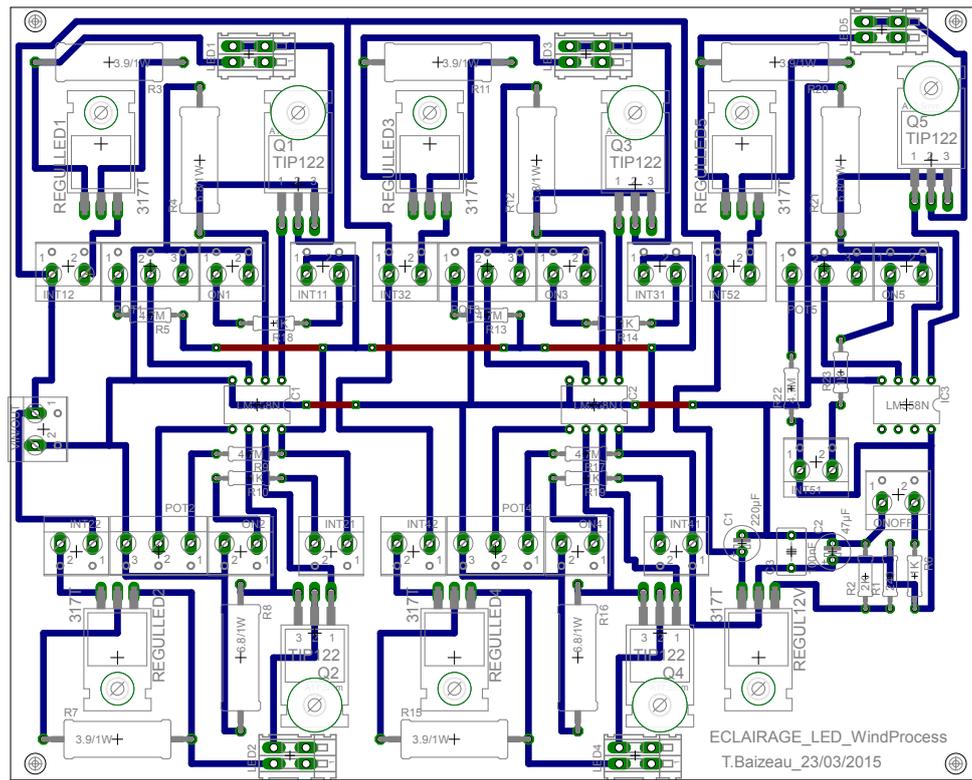
Dans le commerce, il n'existe pas de système d'éclairage répondant au besoin de l'application souhaitée. Les fournisseurs de caméras n'ont pas été en mesure de répondre à ce point lors de l'appel d'offre. Le dispositif d'éclairage a donc été conçu en interne. L'éclairage de la scène se fait de façon continue grâce à deux rampes de 6 LEDs de puissance focalisées (20 W, ref : Nichia NSBWL066A 1370 lumens blanc, achetées chez Lumitronix). La lumière produite par chaque LED est ensuite conduite et focalisée sur la scène grâce à des fibres optiques en verre de 8 mm de diamètre et une bague de focalisation comme le montre la figure A.2.

Bien qu'il existe des systèmes commercialisés d'alimentation complètement intégrés pour LEDs, ceux-ci n'ont pas été retenus car ils fonctionnent par hachage du courant à une fréquence d'environ 20 kHz. Ils risquaient donc de produire un éclairage non constant (oscillant). Deux boîtiers électroniques ont été conçus et fabriqués pour assurer l'alimentation régulée analogiquement en courant des 6 LEDs (les cartes électroniques sont présentées sur la figure A.3). Ces boîtiers permettent principalement le réglage de l'intensité de chaque LED. Les LEDs sont montées sur un radiateur en alliage d'aluminium refroidi par ventilateurs afin de limiter leur dégradation thermique. Un cordon d'alimentation de 5 m permet de raccorder le rac de LEDs placé dans la machine-outil (au plus près de la zone à éclairer) au boîtier d'alimentation placé, lui, sur la table d'acquisition.

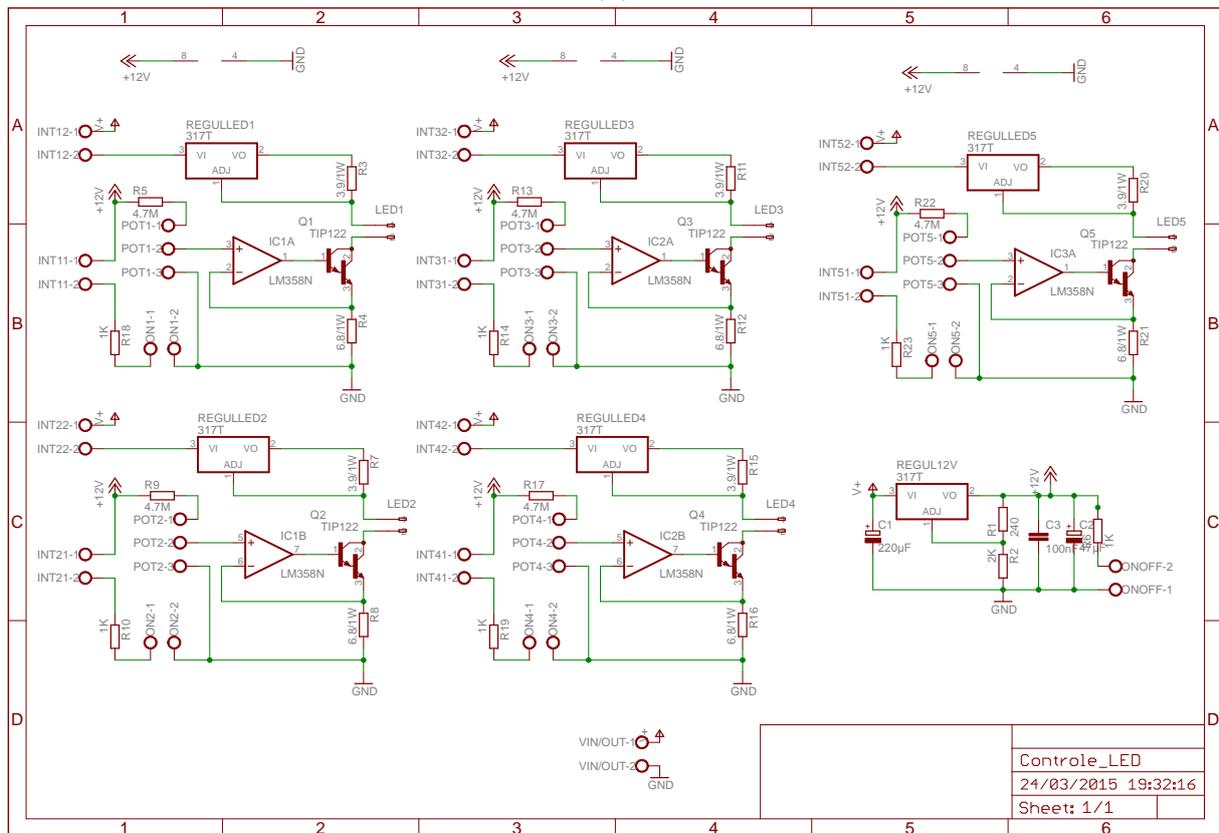
A.2.2.2 Éclairage laser et caméra double-frame

Le système de caméra double-frame (imager sCMOS) et de laser double-pulse (Nd:Yag PIV Laser NS350) est fourni et intégré par LaVision. Ces deux éléments sont synchronisés par un boîtier PTU (*Programmable Timing Unit*) et gérés au travers du logiciel DaVis.

La caméra, équipée d'un capteur CMOS, est spécialement dédiée à des applications de fluorescence laser en mécanique des fluides. Elle permet, grâce à son système de double-shutter, la prise de deux images avec un temps interframes de 120 ns sur un capteur



(a)



(b)

Figure A.3 – Cartes électroniques d’alimentation et de pilotage analogique des LEDs de puissance servant à l’éclairage de la scène : (a) implantation des composants, (b) schéma électronique.

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

de 2560×2160 pixels (les pixels font $6.5 \times 6.5 \mu\text{m}^2$). Elle peut prendre jusqu'à 25 paires d'images par seconde en pleine définition. L'encodage des images se fait sur 16 bits.

Le laser choisi, de type Nd:Yag, délivre un faisceau de diamètre nominal de 3 mm permettant de couvrir l'ensemble de la zone observée ($1.7 \times 1.4 \text{ mm}^2$). La longueur d'onde en sortie de la tête est de 532 nm puisque les faisceaux de 1064 nm combinés passent au travers d'un générateur de second harmonique. Toutefois, la luminosité sur les images obtenues est plus importante au centre qu'en périphérie puisque la densité d'énergie du faisceau n'est pas uniforme. C'est pourquoi, une fibre optique équipée d'un extenseur de faisceau en sortie a finalement été achetée et utilisée. L'extenseur permet d'obtenir un faisceau d'éclairage conique qui génère un spot lumineux d'environ 30 mm de diamètre sur l'échantillon (à la distance utilisée lors des essais) qui couvre toute la hauteur "sortie" de l'éprouvette de l'étai. Il n'est donc pas nécessaire de régler la position de l'éclairage pendant les essais. D'autre part, l'éclatement du faisceau laser réduit grandement les risques de sécurité liés aux réflexions parasites du faisceau car le faisceau lumineux n'est plus cohérent et donc de densité d'énergie plus faible. Le temps de rechargement des barreaux lasers limite la fréquence de prise à 15 paires d'images par seconde.

Le déclenchement de la prise d'image est réalisé soit manuellement par l'utilisateur au travers du logiciel de pilotage, soit de façon automatique, avec un temps de retard au déclenchement de 10 μs , par envoi d'un signal TTL sur une entrée BNC extérieure.

A.2.3 Choix du système optique

Pour combler l'inexpérience du laboratoire en imagerie rapide et établir le cahier des charges pour l'investissement de la caméra ultra-haute vitesse, une caméra rapide Photron SA_2 a été prêtée par M. NEPVEU de la société VM2. Un zoom Navitar avec éclairage confocal a été prêté par le laboratoire LAMPA des Arts et Métiers d'Angers. Cette phase d'avant projet a permis de mettre en évidence le besoin colossal en éclairage pour l'illumination correcte de la scène. Les sources de pertes importantes de lumière lors de l'utilisation de dispositif type zoom ont été identifiées : la multiplication des lentilles dans le système optique diminue l'ouverture numérique NA (*Numerical Aperture*) des systèmes (caractérisant le cône d'acceptation de lumière et donc le pouvoir d'acceptation et de transmission de la lumière : luminosité). Ainsi, bien que le LaBoMaP dispose aussi d'un "Zoom 12X" Navitar, celui-ci, contrairement à bien des cas [Pottier et al., 2014, Zhang et al., 2017], n'a pas été retenu de par :

- le vignettage au niveau du capteur car il est prévu initialement pour des systèmes à monture de type C (capteur de petite taille) ;
- l'ouverture numérique NA faible (de 0.019 pour le grandissement maximal à 0.101 pour le minimal).

Le choix s'est finalement porté sur un objectif de microscope seul. Il est utilisé en lentille convergente : le grandissement effectif est alors donné par le rapport des distances objectif-capteur et objectif-objet. Ce choix présente l'avantage de limiter le nombre d'éléments optiques traversés par les rayons lumineux et de ne pas induire de vignettage. Les éléments de montage de l'objectif sur les caméras sont particulièrement importants puisqu'ils assurent la perpendicularité entre le capteur et l'objectif. Ils ne doivent pas être réfléchissants

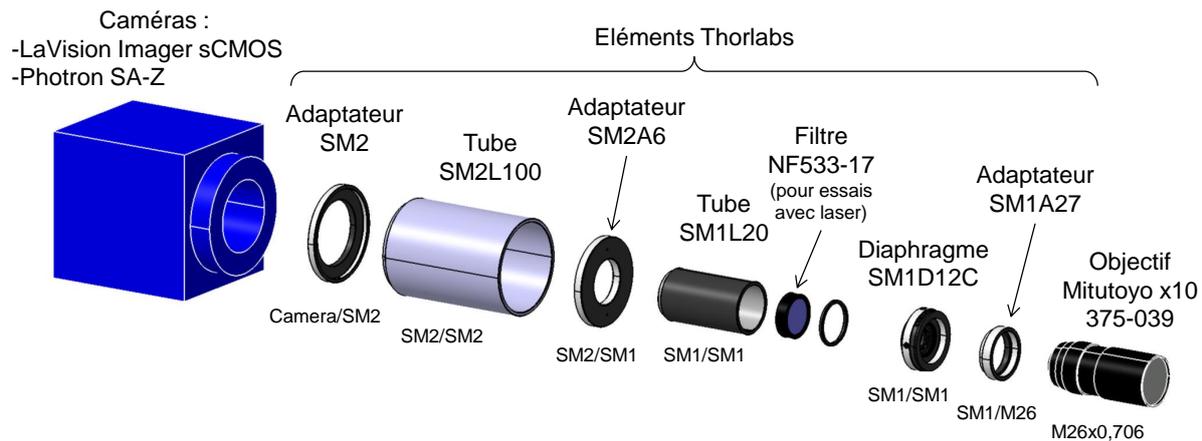


Figure A.4 – Éclaté du montage de l'objectif sur les caméras.

pour ne pas dégrader la qualité de l'images avec un halo de lumière diffuse. Enfin, ils doivent permettre le réglage facile de la distance capteur-objectif. Pour ce faire, les tubes initialement utilisés pour les essais préliminaires (visibles sur la figure A.5) ont été remplacés par une succession d'éléments standards approvisionnés chez Thorlabs comme le montre la figure A.4. Le réglage de la distance capteur-objectif, et donc du grandissement, se fait par vissage de l'adaptateur SM2A6 dans le tube SM2L100. Les longueurs des différents éléments ont été choisies afin de garantir un réglage de distance autour de la valeur nominale du constructeur de l'objectif.

Le modèle retenu est un objectif télécentrique Mitutoyo ML 10x (Réf. 375-039) à longue distance de travail, dont l'ouverture numérique annoncée est de 0.21. La télécentricité est une propriété particulièrement intéressante en corrélation d'images. En effet, cette propriété permet de corriger le grandissement des zones de la pièce qui ne sont pas exactement dans le plan objet. Ainsi, en cas de mouvement relatif pièce/objectif, il n'y a pas de distorsions parasites pouvant être interprétées comme des déformations. La télécentricité implique cependant des lentilles d'assez grands diamètres qui augmentent quelque peu l'encombrement, mais celui-ci ne pose pas de problème pratique compte-tenu de la grande distance de travail (51 mm) permise par cet objectif.

Le réglage de l'ensemble objectif-caméra par rapport à la pièce, pour faire la netteté, est lui assuré grâce à un système détaillé en § A.3.2.

A.3 Intégration en machine-outil

A.3.1 Évolution de l'intégration

La démarche d'intégration en machine a fait l'objet de plusieurs étapes clés, détaillées ci-dessous. Pour comprendre la chronologie de celles-ci, il est pertinent de rappeler l'ordre de réception des moyens d'imagerie : après les essais préliminaires "sur table" avec la caméra de prêt, le système de caméra double-frame a été le premier réceptionné. Puis avec un décalage

d'une année, la caméra rapide SA-Z fut livrée en octobre 2015. C'est pour ces raisons que l'intégration a été effectuée en collaboration avec Sébastien CAMPOCASSO pour le système double-frame de son étude. Mais l'implantation possible de la seconde caméra a été pensée durant cette étape. Au niveau de la répartition des tâches, l'intégration mécanique dans l'environnement de la machine-outil a été dessinée par Sébastien CAMPOCASSO, et contrôlée par mes soins. Les différentes pièces ont été fabriquées par les techniciens du laboratoire pour la phase finale de l'intégration et par nous-même pour les phases intermédiaires. Les étapes de montage, de tests ainsi que les essais expérimentaux ont été réalisés à deux pour limiter les risques d'accidents.

La première phase de développement a consisté à prendre en main le matériel d'acquisition dans une salle dédiée (entièrement fermée pour assurer la sécurité vis-à-vis du laser de classe 4). Le matériel a été mis en place sur un banc optique, le laser étant tout simplement posé sur un chariot élévateur comme montré sur la figure A.5. Ce montage a permis de choisir le grossissement à partir de différents objectifs provenant d'un microscope du LaBoMaP employé en métallographie et à l'aide d'une série de tubes coulissants les uns dans les autres, fabriqués en interne en alliage d'aluminium. Le réglage de la netteté grâce aux différentes platines micrométriques a également pu être vérifié et les premières tentatives de texturation de surface ont pu être qualifiées.

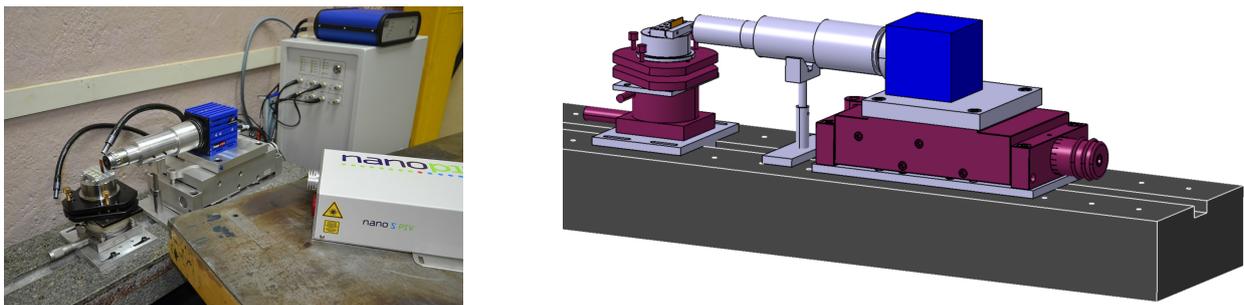


Figure A.5 – Expérimentation sur marbre optique avec un adaptateur objectif-caméra réalisé pour la phase de mise au point.

En parallèle de ces premiers essais expérimentaux, une tâche de conception assez importante a été réalisée par Sébastien CAMPOCASSO afin de pouvoir intégrer l'ensemble du matériel d'imagerie, ainsi qu'une platine dynamométrique, dans la machine-outil. Les principales contraintes dimensionnelles ont été imposées par l'espace de travail réduit, les courses disponibles, et la zone où la vitesse de translation est maximale. De plus, cette conception devait permettre l'interchangeabilité rapide des caméras et éclairages. Pendant ce temps, les conceptions et mises au point des systèmes d'éclairages continus pour la caméra grande vitesse ainsi que le déclenchement des moyens d'acquisition en imagerie ont été réalisés.

Il résulte de ces travaux l'intégration complète et fonctionnelle du dispositif expérimental présenté en figure A.6.

La pièce est une éprouvette parallélépipédique dont les dimensions sont les suivantes :
 – 0.5 à 8 mm de largeur, qui correspond à la longueur d'arête en prise b ; dans cette plage, le choix de la largeur est déterminé par :

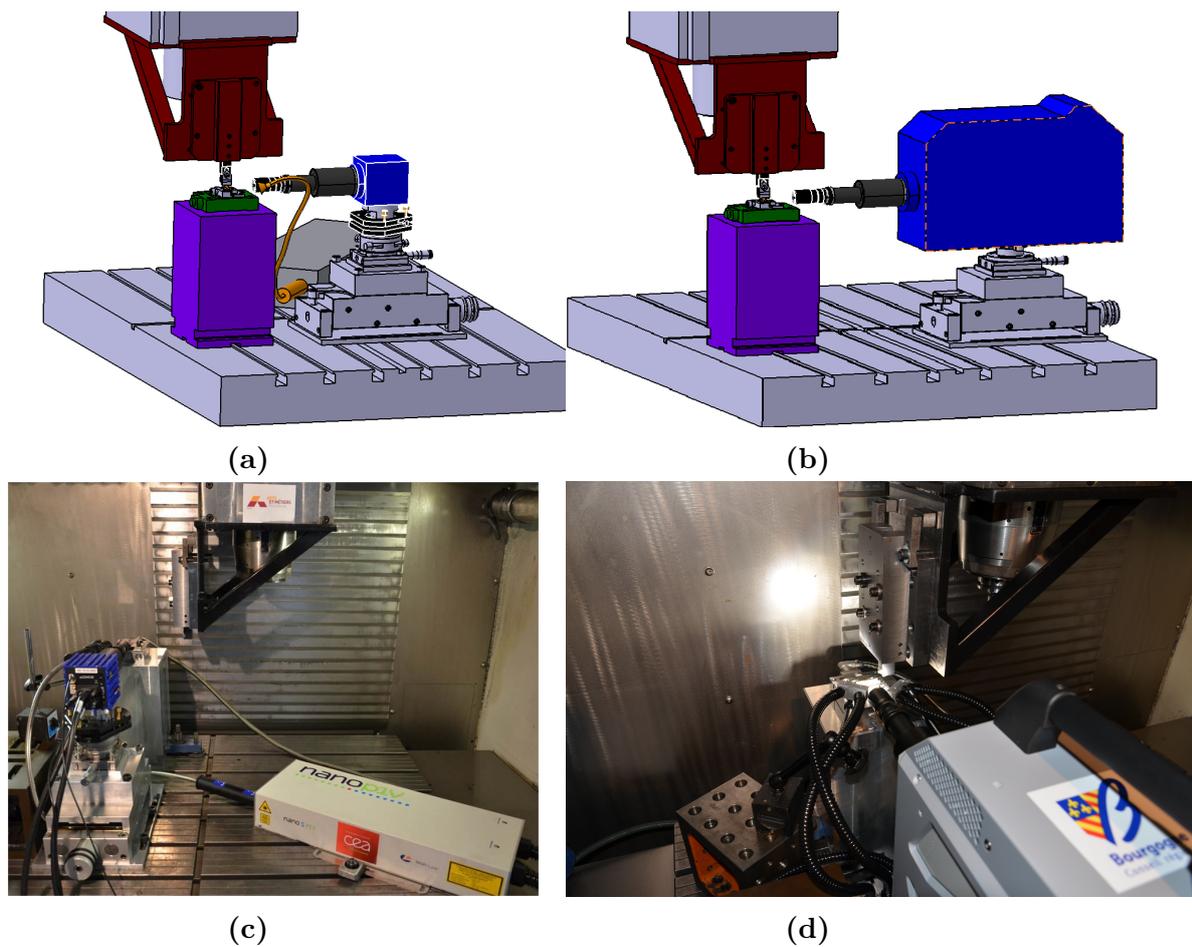


Figure A.6 – Intégration dans la machine des dispositifs expérimentaux complets en configuration (a) et (c) double-frame, (b) et (d) caméra rapide.

- les efforts de coupe, qui ne doivent pas dépasser la charge maximale admissible par la platine et qui dépendent de l'épaisseur coupée h et du matériau usiné ;
- d'éventuelles mesures post-mortem nécessitant une largeur minimale (3.5 mm pour les mesures de contraintes résiduelles, par exemple) ;
- éventuellement, la longueur de l'arête disponible (2.5 mm dans le cas des outils avec insert cBN utilisés).
- 30 à 40 mm de long car d'après les courbes d'efforts mesurés, la coupe ne se stabilise pas rapidement pour certains matériaux, comme le cuivre, ce qui nécessite une longueur d'éprouvette plus importante et un décalage de la caméra suivant X pour filmer la fin de l'éprouvette.
- 15 mm de haut – soit moins de 6 mm d'éprouvette utile pour les essais, compte tenu des dimensions de l'étau et de la hauteur limitée par le porte-à-faux admissible par la platine dynamométrique.

Les dimensions recommandées pour les matériaux métalliques les plus courants sont $40 \times 15 \times 4 \text{ mm}^3$, à adapter en fonction des critères énumérés. Le bridage de ces éprouvettes est fait au moyen d'un étau installé sur une platine dynamométrique. Cet ensemble est lui-même fixé sur une rehausse en alliage d'aluminium (en violet sur l'image A.6) afin que l'éprouvette soit à une hauteur compatible avec l'altitude des axes optiques des caméras.

Une analyse du comportement statique et dynamique du système expérimental a été réalisée afin d'imputer l'origine des phénomènes vibratoires, relevés par la platine dynamométrique, soit au mécanisme de coupe, soit au dispositif expérimental. Cette étude a fait suite à la présence de fréquences vibratoires basses ($\approx 500 \text{ Hz}$) sur les relevés d'efforts par rapport à la fréquence de formation des festons (entre 6 et 30 kHz) et les fréquences propres de la platine ($\approx 4 \text{ kHz}$) comme le montre la figure A.7¹. La modélisation numérique par éléments finis a mis en évidence que cette fréquence correspond au premier mode vibratoire de la rehausse bridée. Ces fréquences sont dues à la présence des rainures servant au bridage des quatre coins qui affaiblissent la rehausse à cet endroit comme le montre en figure A.8 le résultat des calculs éléments finis.

A.3.2 Fixation et réglage du système optique

Afin de permettre le réglage de la netteté et l'ajustement des images, des éléments de réglage sont assemblés sous les caméras comme le montre la figure A.9 :

- une table élévatrice Norelem (translation suivant Z), pour ajuster l'altitude de la caméra avec le haut de l'éprouvette (caméra SA-Z et imager sCMOS) ;
- une platine micrométrique Newport de translation selon Y, pour faire la netteté (caméra SA-Z et imager sCMOS) ;
- une platine micrométrique Newport de rotation (autour de Z) (imager sCMOS) ;
- une platine "3 points" , permettant d'ajuster les rotations autour de X et Y, mais sans possibilité de bridage (imager sCMOS).

1. Une étape préliminaire de reprise de l'appui inférieur de la rehausse a été menée suite à la mesure hors tolérance de la planéité de celui-ci : $83 \mu\text{m}$ pour une tolérance de $50 \mu\text{m}$. Après reprise, la planéité est de $3 \mu\text{m}$.

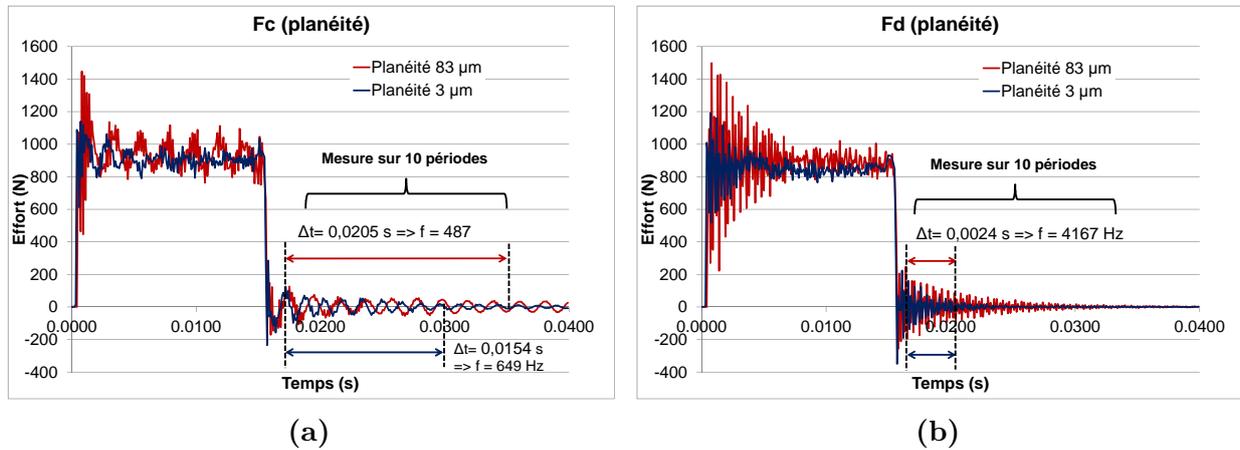


Figure A.7 – Mesure d'effort dans la direction (a) de coupe et (b) de pénétration, durant la coupe en rabotage du 100 CrMo 7 à 55 HRc à $V_c = 120 \text{ m} \cdot \text{min}^{-1}$, $h = 0.1 \text{ mm}$ pour différents états de planéité de l'appui inférieur de la rehausse.

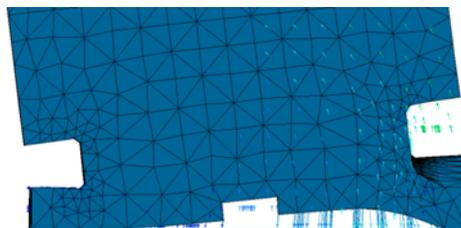


Figure A.8 – Représentation de la déformation de la rehausse dans son premier mode vibratoire dû à la présence de rainures de bridage.

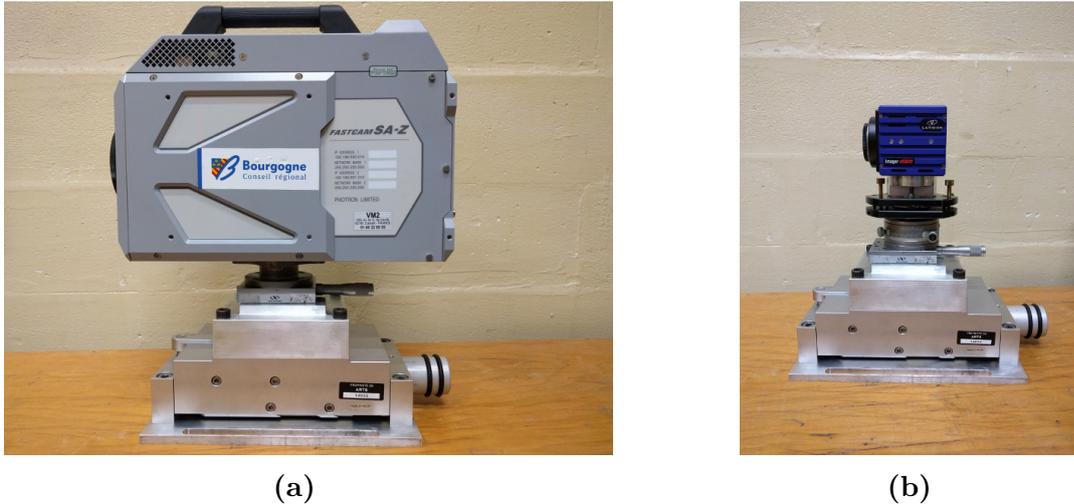


Figure A.9 – Empilement des éléments de réglage et fixation des caméras : (a) SA-Z, (b) imager sCMOS.

Les deux platines de réglage en rotation utilisées dans la configuration double-frame (visibles sur la figure A.9b), ont été remplacées par un pied fixé sous la caméra SA-Z et bridé sur la platine de translation Y (*cf.* figure A.9a). Ce pied a été conçu pour être guidé en rotation autour de l'axe Z par un appui plan et un centrage court afin de dégauchir perpendiculairement la caméra par rapport à la surface observée avant le bridage. Le recours à ce pied a été nécessaire car la platine "3 points" apporte une souplesse trop importante au système de réglage alors que sa fonction n'était pas vraiment justifiée. Les tolérances de fabrication des pièces intermédiaires assuraient déjà un bon dégauchissage du plan XY. Enfin la passe (12 kg) de la caméra SA-Z semblait excessive pour cet élément utilisé normalement en optique pour le réglage de miroirs.

Annexe B

Dispositifs de synchronisation et déclenchement

Sommaire

B.1 Généralités	102
B.2 Fonctionnement	103
B.3 Réglage du trigger	104

B.1 Généralités

La synchronisation entre la position de l'outil et le système d'imagerie aurait pu être réalisée par un capteur supplémentaire de position : barrière optique (laser ou LED), ou capteur de "présence" (inductif ou capacitif par exemple). Cependant, cette solution n'a pas été retenue car cela imposait l'ajout d'un élément supplémentaire dans l'espace de travail qui aurait nécessité un ajustement complexe à chaque remontage de l'expérimentation. De plus, il est primordial d'avoir un système avec un temps de réponse extrêmement bref et répétable, ce qui n'est pas toujours facile à estimer à partir de fiches techniques. Assez tôt dans l'étude, le choix a été fait d'utiliser les signaux précédemment conditionnés (pour la mesure de position) afin de déclencher la prise d'images. En utilisant le codeur d'axe de la machine-outil, il n'y a donc pas de nouveaux capteurs à installer pour cette fonctionnalité.

Avant d'aboutir à une solution fonctionnelle, différentes stratégies de comptage et de déclenchement ont été testées. Tout d'abord nous avons conduit la mesure de position grâce à une carte de comptage digital National Instruments NI 9405 et avons tenté de déclencher sur un compte. Cette solution s'est avérée très lente à cause du retour dans l'environnement du système d'exploitation non déterministe de l'ordinateur d'acquisition. Nous avons ensuite envisagé de réaliser, dans le programme principal d'un microcontrôleur, le comptage des fronts envoyés sur des entrées de celui-ci. Malgré l'utilisation d'un microcontrôleur Atmel AVR Atmega 328P cadencé à 16 GHz, au delà d'une vitesse de coupe de 30 m/min (62500 fronts/seconde) il n'était pas suffisamment rapide pour détecter chaque front. Puis, nous avons utilisé les fonctions d'interruption du même microcontrôleur pour une détection déterministe des fronts. Une vitesse de coupe de 60 m/min (125000 fronts/seconde), donc plus importante, avant le décrochement du comptage a été atteinte. Enfin, nous avons réussi le comptage et le déclenchement sur l'ensemble des vitesses de coupe possible par la machine-outil grâce à un composant de comptage en logique combinatoire spécialement dédié à cette tâche que nous détaillons ci-après.

Le trigger (ou boîtier de déclenchement) est un composant dont le fonctionnement est schématiquement détaillé à la figure B.1. Le but est de déclencher une sortie BNC ("Sortie trigger") à l'état haut (+5 V) sur une valeur de comptage (seuil de déclenchement de l'entrée "Compte"). Cette valeur seuil (ou nombre de fronts ciblés) est programmée dans le trigger via un port USB et un logiciel d'interface GUI présenté à la figure B.5 (106). Ce logiciel de réglage du micro-contrôleur a été programmé sous Delphi avec l'aide de Richard BRUN (enseignant au laboratoire d'électrotechnique).

Le trigger prend en entrée deux signaux en quadrature A et B issus du boîtier comparateur grâce au bornier D-SUB9, dont le brochage est identique aux standards Heidenhain. Il prend aussi, grâce aux deux borniers BNC ("ARM" et "RST"), deux signaux permettant respectivement d'armer le trigger et de remettre à zéro l'état du comptage, et d'envoyer un pulse sur la sortie trigger.

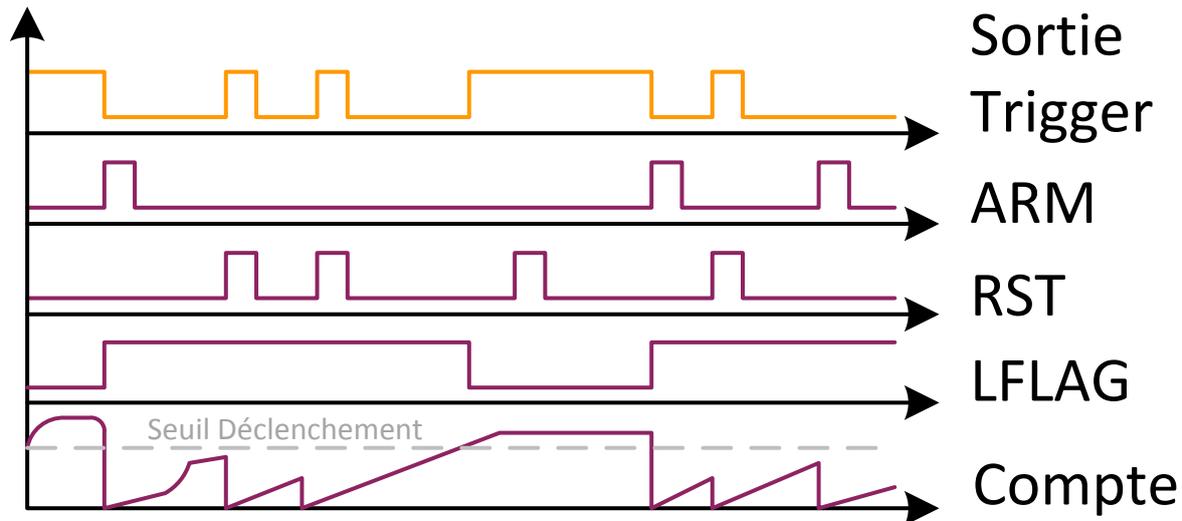


Figure B.1 – Évolution temporelle schématique des entrées-sorties du trigger.

B.2 Fonctionnement

Le trigger repose sur deux composants avec des fonctionnalités établies :

- une carte Arduino Uno¹ (carte de développement électronique, libre matériellement, équipée d'un microcontrôleur Atmel AVR Atmega328p) ;
- un "shield" : carte d'interfaçage enfichée sur l'Arduino, permettant une extension des fonctionnalités de la carte Arduino par interaction sur ses entrées/sorties.

La carte Arduino Uno prend en compte les événements extérieurs lents sur les entrées BNC et USB, et communique avec le shield qui lui est superposé. L'Arduino est la mémoire du système car il va stocker dans un espace de stockage statique permanent (EEPROM) le nombre de fronts cible pour le déclenchement.

Le shield est une carte qui contient le composant de comptage LS7366R. La figure B.2 présente le schéma de cette carte et son plan est donné en p. 107

L'Arduino dispose d'un programme dans son microcontrôleur qui est écrit en C, langage compris par l'API Arduino. Dans l'état actuel, il est programmé pour la gestion de signaux en quadrature. Enfin, il active la sortie trigger lorsque le seuil de compte programmé au travers de l'Arduino est atteint. Les deux optocoupleurs OK1 et OK2 du shield permettent d'isoler électriquement les signaux arrivant sur ARM et RST du reste de la carte. Ces signaux doivent être de type 0+5V. Pour modifier le niveau des signaux d'entrée ($V_{entrée}$), il faut changer la valeur des résistances R2 et R3 du shield :

$$R_{2,3} = \frac{V_{entrée} - 1.2}{0.015} \quad (\text{B.1})$$

1. Le choix de ce type de carte pour la partie micro-contrôle repose sur la maîtrise antérieure de cette carte ainsi que du langage de programmation en C. N'importe quel autre microcontrôleur aurait pu être utilisé tant qu'il dispose de suffisamment de mémoire et d'entrées/sorties.

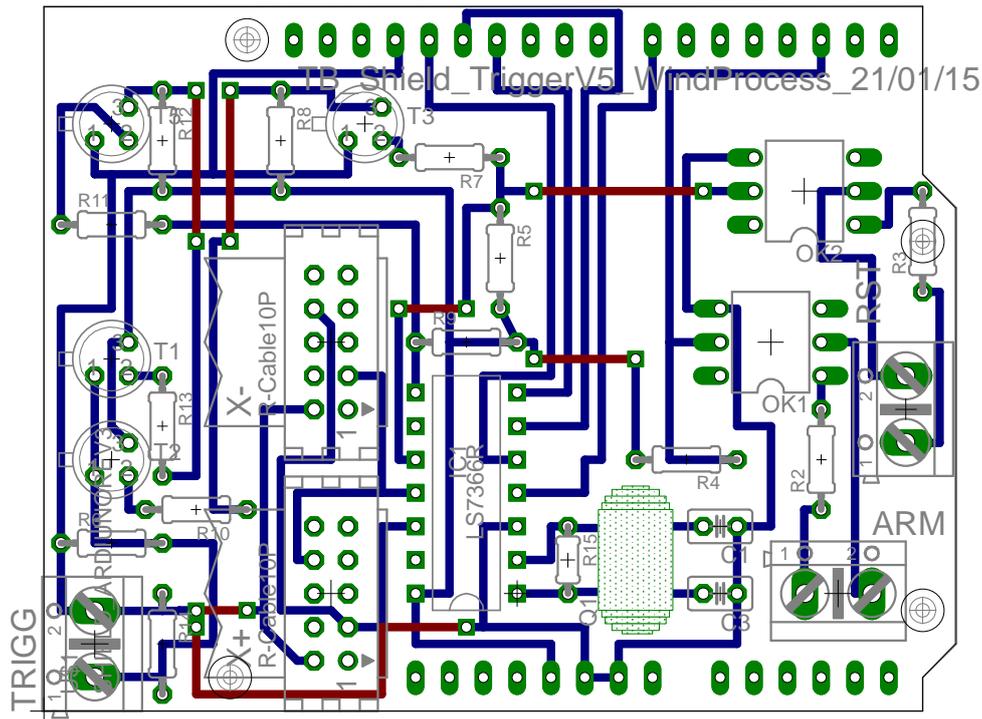


Figure B.2 – Schéma du shield de déclenchement.

Une horloge de 16 GHz cadence le composant LS7366R. Cette valeur est donc la valeur maximale de détection des fronts sur les voies A et B. Le sens de déplacement des axes est sélectionné grâce aux deux borniers X+ et X- (visibles sur la figure B.3 et sur le schéma de la figure B.2). Dans le cas d'un déclenchement lors du déplacement de l'axe dans le sens positif, il faut mettre le connecteur dans le bornier X+. Dans le cas du déclenchement sur un déplacement dans le sens négatif, il faut mettre le connecteur dans le bornier X-.

B.3 Réglage du trigger

La détermination du nombre de fronts à compter avant le déclenchement dans la mémoire de l'Arduino du boîtier trigger se fait par un calcul simple dont les étapes sont récapitulées sur la figure B.4. Après avoir relevé sur la commande numérique la position en X de l'outil ainsi que la position de départ des comptes et connaissant le pas spatial entre deux fronts ($8\ \mu\text{m} : 16\ \mu\text{m}$ interpolé 2 fois par le boîtier IBV 606), le nombre de fronts théorique est déterminé. Puis selon les modèles de caméra, s'il y a un retard au déclenchement, son influence en termes d'avance de front à prendre est déterminée grâce à la vitesse de coupe. Cela impose par exemple de répéter le réglage à chaque changement de vitesse de coupe pour la caméra sCMOS. Le nombre de fronts à compter est déterminé puis converti en valeur hexadécimale afin de l'envoyer à l'Arduino. L'envoi se fait grâce au GUI présenté en figure B.5. Une fois la configuration de communication par port COM correctement renseignée, la cible en hexadécimal est chargée dans l'interface et envoyée en pressant le bouton "ENVOI". Si l'écriture dans la mémoire de l'Arduino s'est correctement exécutée, une valeur identique à celle de l'envoi est retournée. Si ce n'est pas le cas, il faut procéder une nouvelle fois à l'envoi.

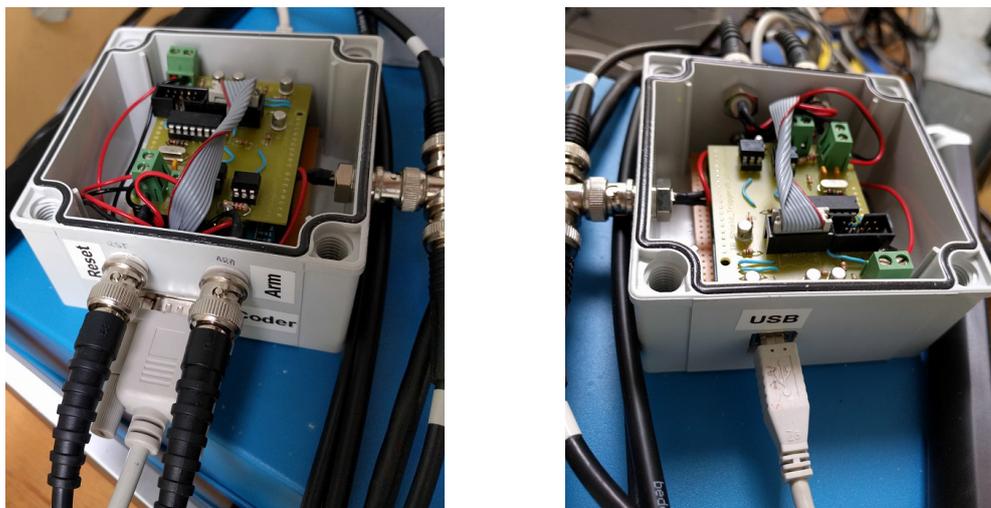


Figure B.3 – Vues du boîtier trigger.

A	B	C	Formules dans la colonne B
X Déclenchement	0.014	mm	0.014
X Départ	425.00	mm	425
Course Avant caméra	424.986	mm	=B3-B2
Résolution de la règle	8.00	μm	8
Nombre fronts	53123	fronts	=B4/(B5*0.001)
Camera	sCMOS		Liste déroulante (A18; A19) sCMOS; SAZ
Retard acquisition	10	ms	=SI(B8=A18;B18;SI(B8=A19;B19;X X))
Vitesse de coupe	90	m/min	90
Retard déclenchement	15	mm	=B10/60*B9
Variation de front	1875	fronts	=B11/(B5*0.001)
Réglage_trigger	51248	fronts	=B6-B12
Hexadécimal	C830		=DECHEX(B13)

Retard des systèmes		
sCMOS	10	ms
SAZ	0	ms

Figure B.4 – Feuille de calcul de réglage de la position de déclenchement.

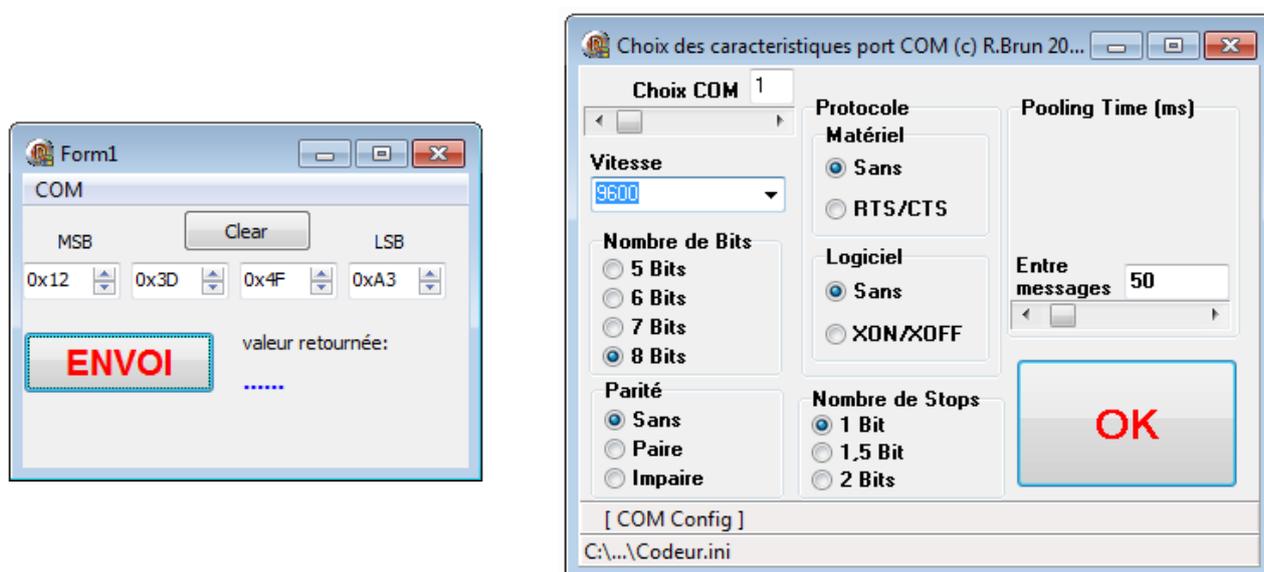
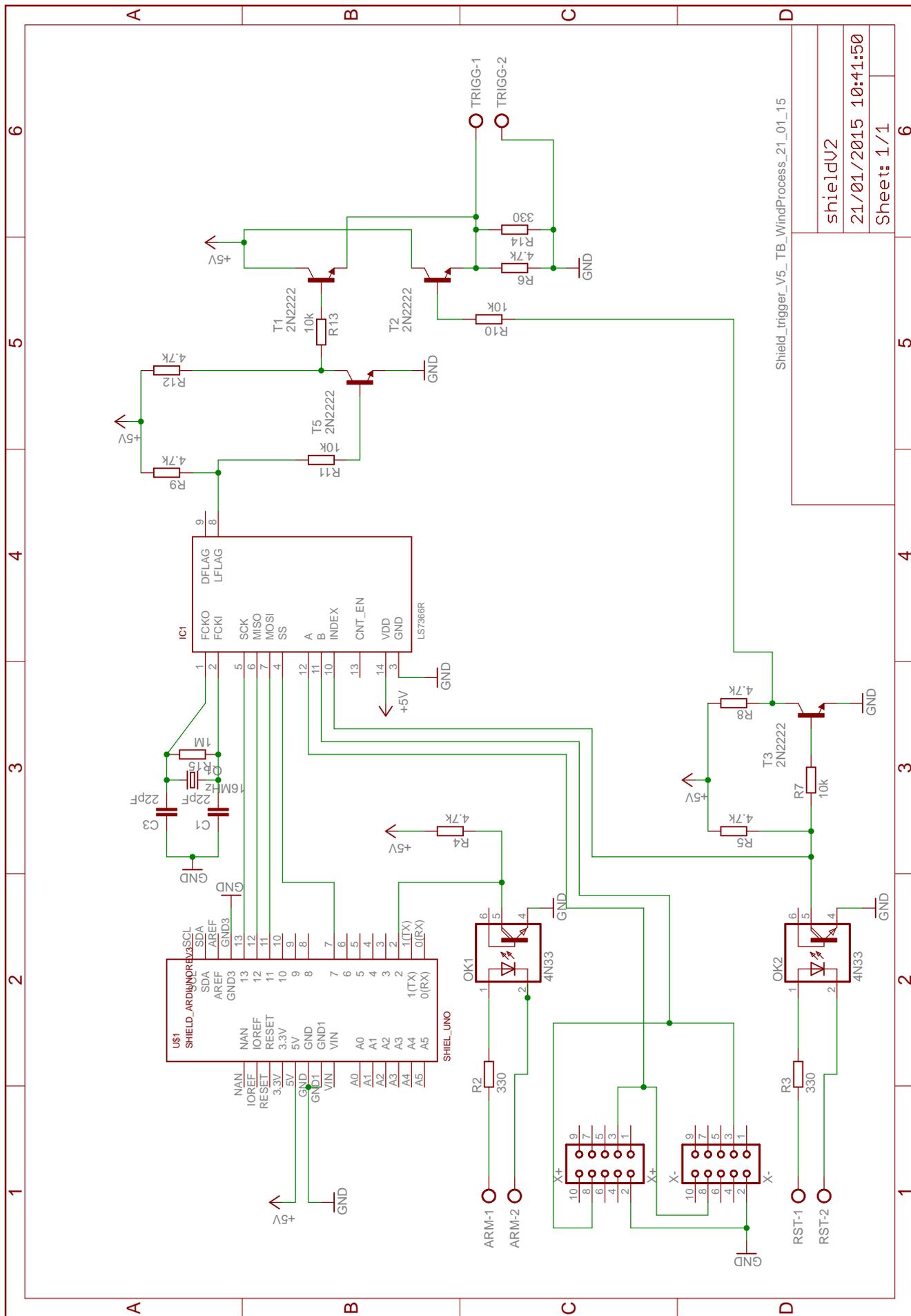


Figure B.5 – Interface graphique de réglage du trigger.



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

Annexe C

Usinabilité de l'acier 100 CrMo 7 durci en chariotage

Sommaire

C.1	Choix de la nuance d'outil	110
C.2	Choix des paramètres opératoires	112

Afin de s'inscrire dans une démarche de travail reposant sur des conditions représentatives industriellement, différents essais ont été conduits en tournage dur de l'acier 100 CrMo 7 traité à 56 HRc. Vu la configuration industrielle ciblée concernant le tournage de roulements de grandes dimensions, le choix s'est porté sur une géométrie de plaquette ronde de désignation géométrique RNGN ou RNNM de taille 09 en c-BN.

C.1 Choix de la nuance d'outil

La première étape du travail a consisté à déterminer la nuance de c-BN adaptée pour la coupe du matériau. Pour cela trois plaquettes de géométrie identique RNNM 090300B, avec une préparation d'arête chanfreinée tonnelée, de nuances de c-BN différentes, sont approvisionnées auprès de Sumitomo (Japon). Les caractéristiques sont montrées au tableau 3.1. La différence notable entre les nuances est la teneur en c-BN.

Nuance	c-BN %	Taille des grains (μm)	Nature du liant	Revêtement
BN100	40-45	1	TiN	-
BNC200	65-70	4	TiN	TiAlN/TiCN
BN600	90	5	Co	-

Tableau 3.1 – Caractéristiques des nuances de c-BN utilisées pour les essais d'usure.

Des essais d'usure ont été conduits avec ces différentes plaquettes afin de sélectionner la plus performante du point de vue de la tenue à l'usure. Pour cela des essais de chariotage extérieur sur les tubes fournis pour l'étude (cf. annexe E) ont été conduits sur un tour Somab T400 équipé d'une broche pour le tournage dur. Les plaquettes ont été montées dans un porte outil de type CRDN afin de garantir une orientation neutre de la plaquette. Pour chaque nuance, deux conditions ont été testées en assurant entre chaque condition une rotation de la plaquette pour travailler avec une arête neuve à chaque condition :

- $V_c = 80 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0.2 \text{ mm.tr}^{-1}$ et $a_p = 0.2 \text{ mm}$;
- $V_c = 200 \text{ m.min}^{-1}$, $f = 0.1 \text{ mm.tr}^{-1}$ et $a_p = 0.2 \text{ mm}$.

Un relevé ponctuel de l'usure en dépouille (VB) a été conduit à différents instants des essais grâce à un microscope optique digital Keyence VHX-1000. Les résultats des essais sont synthétisés en figure C.1.

L'étude des photos des faces de coupe et de dépouille de chaque outil pour les différentes conditions, révèle :

- pour le BN100 :
 - à faible vitesse de coupe : une forte usure en cratère sur la face de coupe, une usure régulière sur la face de dépouille ;
 - à forte vitesse de coupe : une forte usure en cratère sur la face de coupe, une usure régulière mais rapide sur la face de dépouille.
- pour le BNC200, outre l'écaillage systématique du revêtement :

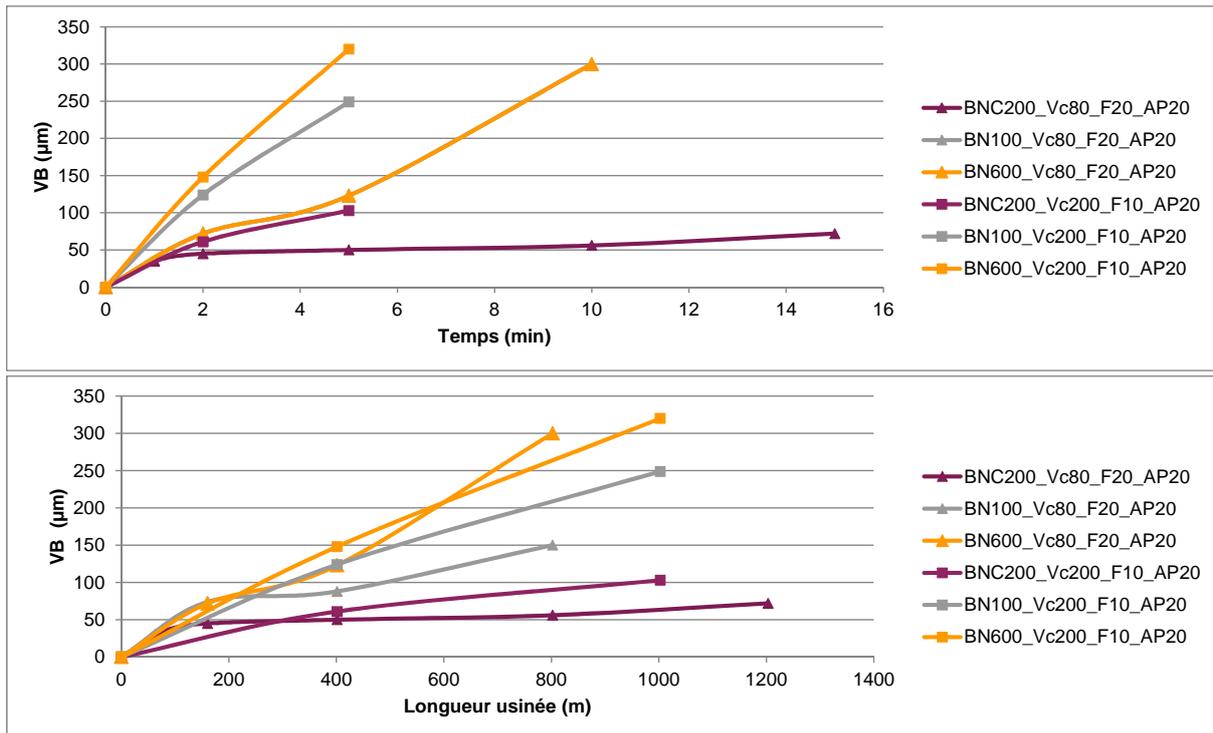


Figure C.1 – Courbe d'évolution de l'usure en dépouille (VB) lors de différents essais d'usure en fonction du temps et de la longueur usinée.

- à faible vitesse de coupe : une usure faible et progressant régulièrement à la fois sur les faces de coupe et de dépouille sans qu'elle ne soit significative ;
- à forte vitesse de coupe : une usure moyenne et progressant régulièrement à la fois sur les faces de coupe et de dépouille.
- pour le BN600 :
 - à faible vitesse de coupe : une usure non maîtrisable sur la face de coupe et de dépouille avec rupture de l'outil après 7 minutes d'usinage ;
 - à forte vitesse de coupe : une usure très rapide sur les face de coupe et de dépouille.

De ces essais, nous pouvons donc conclure qu'une forte teneur en c-BN induit une chaleur excessive dans la zone de coupe et un effondrement de l'arête par déformation plastique. Une faible teneur en c-BN ne permet pas d'adoucir suffisamment la matière dans la zone de coupe, ainsi une usure importante de la face de coupe apparaît alors que la face de dépouille n'en présente peu. Le revêtement apposé sur l'outil est systématiquement enlevé par écaillage, limitant donc l'effet et l'intérêt de celui-ci. Ainsi nous retiendrons la nuance présentant une teneur en c-BN médiane pour sa bonne tenue à l'usure. Une vitesse de coupe proche de $80 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ sera tout de même privilégiée pour limiter la progression de l'usure par rapport à des vitesses plus importantes pour la même longueur usinée. Dans la suite, afin d'accroître légèrement le débit de matière coupée en assurant une tenue à l'usure pertinente, une vitesse de coupe de $90 \text{ m}\cdot\text{min}^{-1}$ est sélectionnée. Il convient maintenant de déterminer les valeurs d'avance et de profondeur de passe adaptées à cette nuance.

C.2 Choix des paramètres opératoires

Afin de déterminer les paramètres opératoires optimaux pour la coupe, des essais avec différentes valeurs d'avance et de profondeur de passe sont effectués suivant le plan d'expériences présenté en figure C.2. Les efforts de coupe sont enregistrés durant ces essais avec une platine dynamométrique de tournage Kistler 9121. Puis l'effort spécifique de coupe K_c est calculé grâce aux efforts moyens, comme le spécifie la norme [NF-E:66-520, 1997] :

$$K_c = \frac{F_c}{A_D} = \frac{F_C}{f \cdot a_P} \quad (\text{C.1})$$

Pour la détermination des conditions opératoires, ce paramètre K_C est souvent tracé en fonction de l'avance ou de la profondeur de passe. Dans le cas du tournage, il est possible de calculer l'épaisseur coupée maximale h_{max} comme l'ont exposé ARMAREGO et SAMARANAYAKE [Armarego and Samaranayake, 1999] :

$$h_{max} = \sqrt{\left(\sqrt{r_\epsilon^2 - (r_\epsilon - a_P^2)} - f\right)^2 + (r_\epsilon - a_P)^2} \quad (\text{C.2})$$

Il apparaît alors qu'une épaisseur coupée maximale de 30 μm est déterminée par la méthode du COM comme le montre la figure C.3.

La Méthodologie du COM a permis de définir une zone basse dans laquelle il n'est pas intéressant de travailler avec l'outil c-BN de nuance BNC 200 : en-dessous de $h_{max} = 30 \mu\text{m}$. Du point de vue de l'usure, nous avons établi que des conditions de vitesse de coupe proches de 80 $\text{m}\cdot\text{min}^{-1}$ étaient convenables. Il conviendrait de pousser l'étude d'usure pour différentes valeurs de f et a_p pour donner une limitation haute du domaine de fonctionnement. Cela n'a cependant pas été réalisé du fait de la proximité de l'essai d'usure à 80 m/min . Les conditions $V_c = 90 \text{ m}/\text{min}$, $f = 0.2 \text{ mm}/\text{tr}$ et $a_p = 0.2 \text{ mm}$ ont été choisies comme conditions opératoires validées industriellement par NTN-SNR.

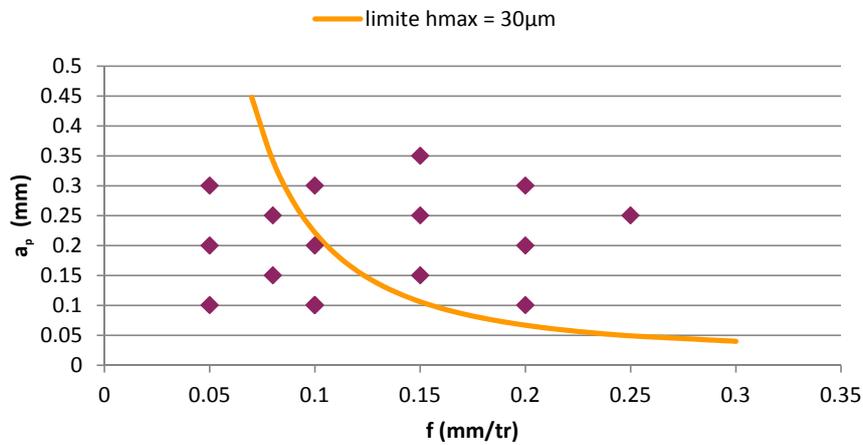


Figure C.2 – Plan d’expériences pour la détermination des paramètres opératoires optimaux. Les paramètres testés sont en violet avec une courbe d’iso $h_{max} = 30 \mu\text{m}$ en orange.

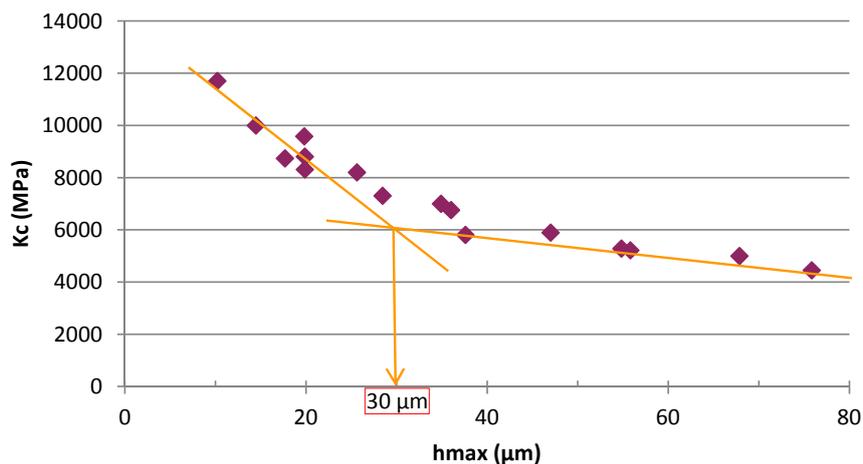


Figure C.3 – Évolution de l’effort spécifique de coupe K_C lors des différents essais de qualification en fonction de h_{max} .

Annexe D

Module de corrélation intégrée pour la coupe

Sommaire

D.1	Principe du module	116
D.2	Modèle, théorie et équations	116
D.2.1	Problème de FLAMANT-BOUSSINESQ	116
D.2.2	Intégration dans un calcul de corrélation - théorie	117
D.2.3	Équations	118
D.3	Organisation du module	119
D.3.1	Choix du type de calcul et des paramètres de calcul	120
D.3.2	Région d'intérêt et point d'application des efforts	120
D.3.3	Cœur du calcul	122
D.4	Étude de sensibilité	122
D.4.1	Sensibilité des efforts aux paramètres élastiques	122
D.4.2	Sensibilité des champs de déplacement aux paramètres élastiques	124
D.4.3	Discussion sur les sensibilités	124
D.5	Améliorations	125

D.1 Principe du module

Il n'est pas ici question de redémontrer la véracité de l'utilisation du modèle de Flamant-Boussinesq comme base cinématique pour le calcul de corrélation d'images intégrée (*cf.* chapitre 3), mais plutôt d'apporter des compléments quant à la façon dont il a été utilisé, organisé et codé dans un module MATLAB[®]. Le module développé permet de traiter de façon automatique soit une image déformée par rapport à une image de référence, soit une séquence de film de la coupe par rapport à une image de référence. Le même code de calcul est utilisé pour ces deux types d'analyse. La simple différence entre le traitement d'un film et le traitement d'une seule image repose sur la prise en compte de l'avance de l'outil.

Du fait de l'analogie du chargement de la coupe orthogonale au problème de FLAMANT-BOUSSINESQ, comme présentée au chapitre 3, la solution analytique proposée est utilisée en tant que base de champs pour de la corrélation d'images globale (I-DIC).

Le calcul de corrélation d'images se déroule comme indiqué sur le schéma D.1. Il faut :

- indiquer les paramètres expérimentaux que sont : le grossissement utilisé, les paramètres élastiques du matériau et la largeur de l'éprouvette ;
- sélectionner deux images de la coupe : une avant la coupe qui sera l'image de référence I et une pendant la coupe qui sera l'image déformée J ;
- choisir la zone où le calcul de corrélation sera réalisé (ROI) ;
- choisir le point d'application des efforts ;
- attendre que le calcul de corrélation se déroule (≈ 10 secondes) ;
- relever les résultats que sont :
 - le résidu de corrélation ;
 - les efforts de coupe ;
 - les champs de déplacements ;
- tracer les grandeurs souhaitées.

Avant d'expliquer chaque étape, il est important de rappeler quelques éléments théoriques sur la résolution du calcul de corrélation.

D.2 Modèle, théorie et équations

D.2.1 Problème de Flamant-Boussinesq

FLAMANT et BOUSSINESQ se sont appliqués à étudier la répartition de pression dans un massif élastique de comportement linéaire et isotrope, semi infini, engendré par un chargement linéique normal [Flamant and Boussinesq, 1892]. Puis ils ont intégré une composante tangentielle [Boussinesq, 1892] en utilisant les potentiels d'Airy. En appliquant une hypothèse de déformation plane et des différentiations successives, ils ont exprimé analytiquement le champ de déplacements dans la matière comme détaillé, pour un

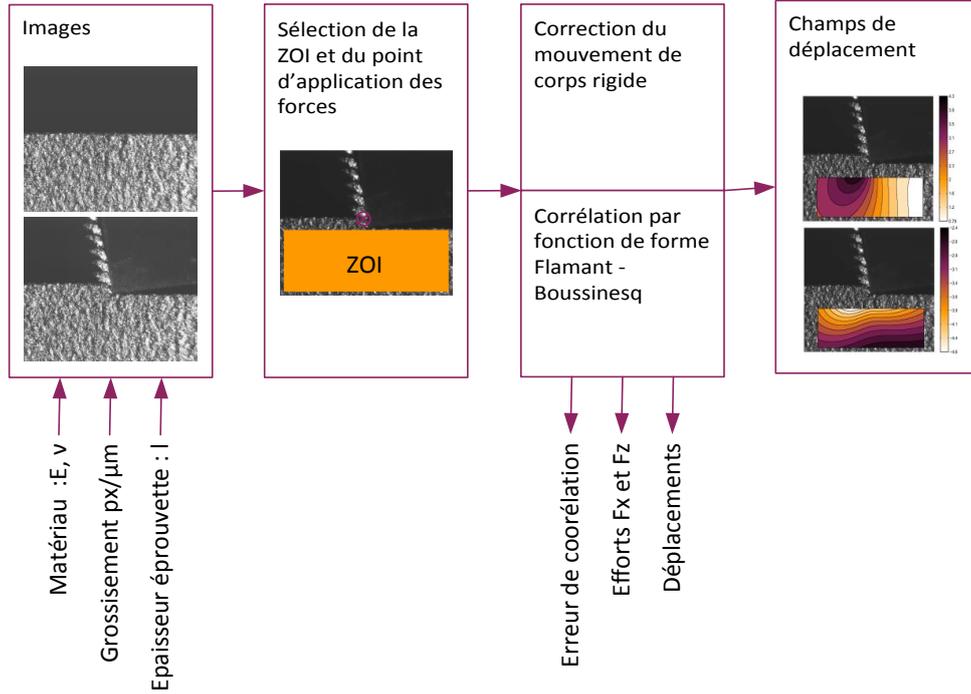


Figure D.1 – Principe de fonctionnement du module de corrélation d’images intégrée développé pour la coupe.

paramétrage dans l’espace des complexes $z = x + iy$ du problème (figure D.3) :

$$\mathbf{u}(z)_{FB} = f_x \times \mathbf{u}(z)_{f_x} + f_y \times \mathbf{u}(z)_{f_y} \quad (\text{D.1})$$

avec

$$\begin{aligned} \mathbf{u}(z)_{f_x} &= \frac{1}{2\pi\mu} \left[\left(\frac{y^2}{x^2+y^2} + \frac{\lambda+2\mu}{\lambda+\mu} \log \frac{b}{\sqrt{x^2+y^2}} \right) \right. \\ &\quad \left. + i \left(\frac{xy}{x^2+y^2} - \frac{\mu}{\lambda+\mu} \arctan \frac{x}{y} \right) \right] \\ \mathbf{u}(z)_{f_y} &= \frac{1}{2\pi\mu} \left[\left(\frac{xy}{x^2+y^2} + \frac{\mu}{\lambda+\mu} \arctan \frac{x}{y} \right) \right. \\ &\quad \left. + i \left(\frac{x^2}{x^2+y^2} - \frac{\mu}{\lambda+\mu} + \frac{\lambda+2\mu}{\lambda+\mu} \log \frac{b}{\sqrt{x^2+y^2}} \right) \right] \end{aligned} \quad (\text{D.2})$$

où λ et μ sont les coefficients de Lamé.

D.2.2 Intégration dans un calcul de corrélation - théorie

Les Champs $\mathbf{u}(z)_{f_x}$ et $\mathbf{u}(z)_{f_y}$ qui expriment le déplacement dans le matériau en fonction des efforts appliqués peuvent donc être utilisés en tant que base cinématique. Afin de se rapprocher au plus près de la configuration expérimentale dans laquelle la caméra, assurant la prise d’images, peut se mouvoir légèrement entre deux images à cause des vibrations, la base cinématique est enrichie. Deux champs pour la translation de corps rigide et un champ pour la rotation de corps rigide sont ajoutés. Ainsi le champ cinématique \mathbf{u} peut être exprimé en fonction d’une base cinématique $\{\boldsymbol{\psi}\} = \{\boldsymbol{\psi}_1, \boldsymbol{\psi}_2, \boldsymbol{\psi}_3, \boldsymbol{\psi}_4, \boldsymbol{\psi}_5\}$ (équation D.3) et de 5 inconnues rassemblées dans un vecteur $\{\mathbf{p}\} = \{f_x, f_y, t_x, t_y, \omega\}$

par $\mathbf{u}(\mathbf{z}) = \{\boldsymbol{\psi}(\mathbf{z})\} \{\mathbf{p}\}^T$. C'est la corrélation d'images qui assure l'identification des inconnues de $\{\mathbf{p}\}$ afin que l'image déformée, corrigée par les déplacements calculés avec la base cinématique et les inconnues minimisent le résidu global de corrélation D.4.

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\psi}_1(\mathbf{z}_n) &= \mathbf{u}_{f_x}(\mathbf{z}_n) \quad , \quad \boldsymbol{\psi}_2(\mathbf{z}_n) = \mathbf{u}_{f_y}(\mathbf{z}_n) \\ \boldsymbol{\psi}_3(\mathbf{z}_n) &= 1 \quad , \quad \boldsymbol{\psi}_4(\mathbf{z}_n) = i \quad , \quad \boldsymbol{\psi}_5(\mathbf{z}_n) = i\mathbf{z}_n \end{aligned} \tag{D.3}$$

$$\tau(f_x, f_y, t_x, t_y, \omega) = \sum_{ROI} [I(\mathbf{z}) - J(\mathbf{z} + \mathbf{u}(\mathbf{z}, f_x, f_y, t_x, t_y, \omega))]^2 \tag{D.4}$$

D.2.3 Équations

La procédure de minimisation du résidu de corrélation par rapport aux inconnues est menée avec un schéma itératif de type Newton-Raphson après simplification et linéarisation des équations génériques de la corrélation d'images. Considérons à une itération donnée, la connaissance d'un champ de déplacement $\tilde{\mathbf{u}}(\mathbf{z})$ induit par l'estimation $\{\tilde{\mathbf{p}}\}$ du vecteur inconnu. Il est alors possible d'exprimer la correction de l'image à l'itération suivante par :

$$J(\mathbf{z} + \tilde{\mathbf{u}}(\mathbf{z}) + \delta\tilde{\mathbf{u}}(\mathbf{z})) \approx J(\mathbf{z} + \tilde{\mathbf{u}}(\mathbf{z})) + \delta\tilde{\mathbf{u}}(\mathbf{z}) \cdot \nabla J(\mathbf{z} + \tilde{\mathbf{u}}(\mathbf{z}))$$

avec $\nabla J(\mathbf{z} + \tilde{\mathbf{u}}(\mathbf{z}))$ qui tend vers $\nabla I(\mathbf{z})$ à la fin de la corrélation,

$$\delta\tilde{\mathbf{u}}(\mathbf{z}) = \sum_i \delta\tilde{p}_i \cdot \boldsymbol{\psi}_i(\mathbf{z})$$

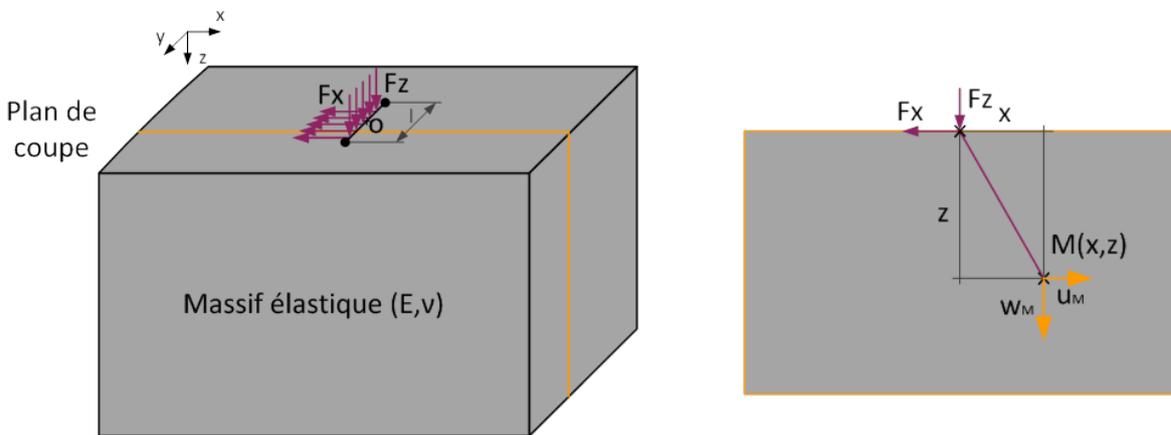


Figure D.2 – Représentation du problème de FLAMANT-BOUSSINESQ.

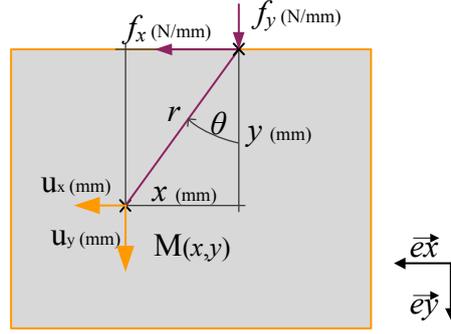


Figure D.3 – Paramétrage du problème de FLAMANT-BOUSSINESQ.

et $J(\mathbf{z} + \tilde{u}(\mathbf{z})) = \tilde{J}(\mathbf{z})$. Il est alors possible d'écrire le résidu de corrélation à cette itération par :

$$\tau(\tilde{\mathbf{p}}) = \sum_{ROI} \left[I(\mathbf{z}) - \tilde{J}(\mathbf{z}) - \left(\sum_i \delta \tilde{p}_i \cdot \boldsymbol{\psi}_i \right) \cdot \nabla I(\mathbf{z}) \right]^2$$

finalemt le résidu de corrélation est minimal si :

$$\begin{aligned} \forall j, \frac{\partial \tau(\tilde{\mathbf{p}})}{\delta \tilde{p}_j} &= 0 \\ \Rightarrow \sum_{ROI} 2 \left(I(\mathbf{z}) - \tilde{J}(\mathbf{z}) - \left(\sum_i \delta \tilde{p}_i \cdot \boldsymbol{\psi}_i(\mathbf{z}) \right) \cdot \nabla I(\mathbf{z}) \right) (\boldsymbol{\psi}_j(\mathbf{z}) \cdot \nabla I(\mathbf{z})) &= 0 \\ \Rightarrow \sum_i \delta \tilde{p}_i \cdot \sum_{ROI} \Re(\boldsymbol{\psi}_i(\mathbf{z}) \cdot \nabla I(\mathbf{z})) \cdot \Re(\boldsymbol{\psi}_j(\mathbf{z}) \cdot \nabla I(\mathbf{z})) &= \sum_{ROI} \left(I(\mathbf{z}) - \tilde{J}(\mathbf{z}) \right) \cdot \boldsymbol{\psi}_j(\mathbf{z}) \cdot \nabla I(\mathbf{z}) \end{aligned} \quad (D.5)$$

qui peut être mis sous la forme :

$$\begin{aligned} [\mathbf{M}] \{ \delta \mathbf{p} \} &= \{ \mathbf{b} \} \\ M_{ij} &= \sum_{ROI} \Re(\boldsymbol{\psi}_i(\mathbf{z}) \cdot \nabla I(\mathbf{z})) \cdot \Re(\boldsymbol{\psi}_j(\mathbf{z}) \cdot \nabla I(\mathbf{z})) \\ b_i &= \sum_{ROI} \left(I(\mathbf{z}) - \tilde{J}(\mathbf{z}) \right) \Re(\boldsymbol{\psi}_i(\mathbf{z}) \cdot \nabla I(\mathbf{z})) \end{aligned} \quad (D.6)$$

D.3 Organisation du module

Maintenant que la partie théorique est expliquée, il convient de l'intégrer dans un code de calcul. Le logiciel MATLAB[®] a été choisi puisque les travaux s'appuient sur l'expertise de François HILD du LMT Cachan et du logiciel de corrélation d'images CorréliQ4 codé lui aussi avec ce logiciel. Cependant, nous avons construit le code depuis une page vierge.

D.3.1 Choix du type de calcul et des paramètres de calcul

Afin de rendre l'utilisation du module un peu moins rugueuse, deux interfaces graphiques ont été créées pour faciliter les choix de l'utilisateur (figure D.4).

La première interface permet le choix du type de résolution à réaliser (figure D.4a). Il peut être choisi soit de faire un calcul avec seulement la base cinématique de FLAMANT pour le calcul d'une charge normale uniquement ou alors avec la base complète de FLAMANT-BOUSSINESQ pour le calcul d'une charge avec une composante normale et une composante tangentielle. Il est ensuite possible d'ajouter une correction de contraste et de brillance des images dans le cas où une différence d'éclairement a eu lieu. Dans les faits, cette correction n'a jamais été utilisée. Enfin le critère de limite de convergence sur la variation des solutions entre chaque itération d'identification est choisie. Si ce critère n'est pas rencontré et pour éviter de faire boucler le calcul de façon infinie, une limite en nombre d'itérations est fixée. En moyenne entre 5 et 8 itérations sont nécessaires pour un critère de convergence à 10^{-4} pixel avec les images obtenues par l'expérimentation. Les fonctions "Fx position detection" et "Fy position detection" sont des fonctions toujours en cours de développement afin de faire une détection automatique du point d'application des efforts contrairement à ce qui est codé actuellement (voir D.3.1).

La seconde interface permet le renseignement des paramètres relatifs à l'expérimentation comme le montre la figure D.4b. Le module d'Young ainsi que le coefficient de Poisson doivent être fournis afin de calculer les coefficients de Lamé utilisés pour la base cinématique. Le paramètre "sigma,m" n'est pas utilisé pour le moment et fait partie des améliorations à poursuivre. La résolution spatiale de l'imagerie permet de convertir en mètre l'ensemble des calculs réalisés en unité pixel. Enfin l'épaisseur de l'éprouvette est utilisée pour fournir en sortie de calcul un effort appliqué puisque les calculs sont réalisés en efforts linéiques.

Tous ces paramètres sont stockés dans une variable de type Structure nommée "Param" permettant de stocker chaque choix. Enfin dans chacune des interfaces, les paramètres renseignés peuvent être sauvegardés comme valeurs par défaut.

D.3.2 Région d'intérêt et point d'application des efforts

Après avoir sélectionné une image de référence avant la coupe I et une image déformée obtenue pendant la coupe J , la région sur laquelle le calcul va être effectué est sélectionnée. Cette région de calcul doit être suffisamment éloignée de l'outil afin de ne contenir qu'une zone de matière se comportant élastiquement. Afin que la base cinématique soit calculée correctement en tous pixels de cette région d'intérêt, il faut connaître le point d'application de la charge. Pour cela deux options ont été codées : soit par sélection manuelle de la pointe de l'outil soit par intersection entre la face de coupe et la face de dépouille. Pour cette deuxième solution, l'utilisateur réalise trente sélections manuelles de points sur la face de coupe, puis trente points sur la face de dépouille. Ensuite par la méthode des moindres carrés, les équations dans le plan des droites représentant la face de coupe et de dépouille sont déterminées et leur intersection calculée.

Dans le cas du traitement d'un film de la coupe, la procédure de choix du point

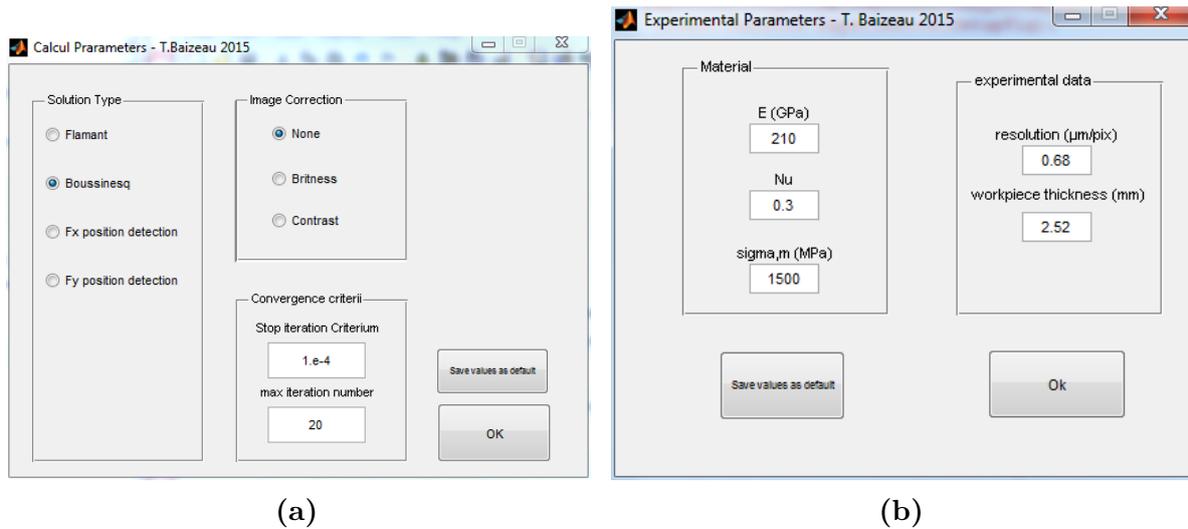


Figure D.4 – Interface graphique pour le choix (a) du type de résolution choisie, (b) ses paramètres expérimentaux.

d'application détaillée ci-dessus est appliquée sur la première image du film J_1 : première image de la série des images déformée J_n . Ensuite, pour chaque image suivante du film, le point d'application est recalculé en ajoutant la valeur du mouvement de l'outil par rapport à cette première image au point d'application initial.

Une méthode de corrélation d'images locale par FFT [Hild and Roux, 2012b] est utilisée pour déterminer ce mouvement de corps rigide de l'outil. Cette méthode consiste à trouver le maximum du produit d'inter-corrélation entre la zone de référence choisie sur l'outil dans la première image déformée et une zone dans les images suivantes. Afin d'optimiser les performances (en temps) de ce calcul de déplacement de corps rigide, surtout pour le traitement des séquences longues, le calcul du déplacement de l'outil entre l'image N+1 et l'image 1 est réalisé en plusieurs étapes. Tout d'abord, le mouvement de l'outil entre l'image N+1 et l'image N est calculé. Puis il est ajouté au mouvement de corps rigide entre l'image N et l'image 1. Ce déplacement sert d'initialisation pour le calcul de mouvement de corps rigide entre l'image N+1 et l'image 1. Ainsi dans le cas du traitement du déplacement important de l'outil (du début de l'image à la fin de l'image), la solution converge.

En plus de servir au calcul de la position du point d'application des efforts, ce calcul de décalage de l'outil entre les images permet de vérifier la non présence de vibrations au niveau de l'outil et de les quantifier si besoin. Le code développé pendant la présente étude a notamment été appliqué pour les travaux d'un collègue doctorant, travaillant sur la coupe du titane où durant la réalisation de certains essais sur le banc expérimental développé, nous avons constaté une rupture prématurée des outils [Ramirez, 2017]. Or du fait de la longueur de sortie de ceux-ci, il a été envisagé que l'outil sorti était trop flexible pour la coupe. L'analyse des vibrations, montrée en figure D.5, a démontré une vibration de l'outil inférieure à 5 μm ne pouvant pas être la cause des défaillances.

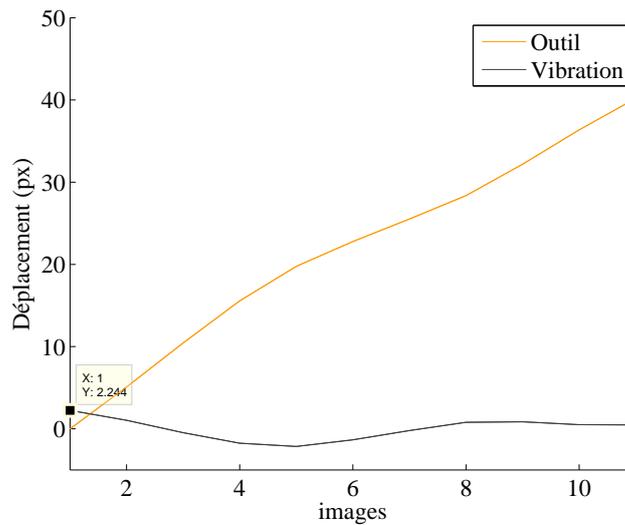


Figure D.5 – Étude de la vibration d’un outil de rabotage par corrélation d’images locale lors de la coupe d’un titane traité beta, $V_c = 10 \text{ m.min}^{-1}$, $h = 0.010 \text{ mm}$.

D.3.3 Cœur du calcul

La réalisation du calcul se fait par étapes successives que nous allons détailler. Tout d’abord, connaissant le point d’application ainsi que la région d’intérêt, la valeur du vecteur $\{\psi\}$ est calculée en chaque pixel de cette zone. Après avoir déterminé le gradient de l’image de référence ($\nabla I(\mathbf{z})$), la matrice $[\mathbf{M}]$ est calculée une unique fois. Ensuite, de façon itérative : le vecteur $\{\mathbf{b}\}$ est calculé car il nécessite la correction de l’image déformée de chaque itération, puis la correction $\{\delta\mathbf{p}\}$ du vecteur inconnu est déterminée par la méthode des moindres carrés en résolvant le système d’équation $[\mathbf{M}]\{\delta\mathbf{p}\} = \{\mathbf{b}\}$. Après avoir ajouté cette correction à la valeur du vecteur inconnu de l’itération précédente, l’image déformée est corrigée avec ce nouveau paramètre. Enfin si la correction sur les déplacements, à cette itération, est inférieure à la tolérance fixée, alors le calcul a convergé vers la solution du vecteur $\{\mathbf{p}\}$. Le résidus de corrélation, les champs de déplacements ainsi que les efforts de coupe sont alors enregistrés.

D.4 Étude de sensibilité

Une étude de sensibilité du modèle a été conduite afin de comprendre comment les différents paramètres d’entrée influent sur les sorties identifiées que sont d’une part les efforts de coupe et d’autre part les champs de déplacements. Pour cette analyse, deux images, présentées en figure D.6 et obtenues durant un essai de rabotage à $V_c = 90 \text{ m.min}^{-1}$, $h = 0.1 \text{ mm}$, $b = 2.52 \text{ mm}$, sont traitées avec le modèle.

D.4.1 Sensibilité des efforts aux paramètres élastiques

La sensibilité des efforts aux paramètres du matériau a été étudiée en conduisant les calculs de corrélation avec différentes valeurs. Le point d’application de la charge

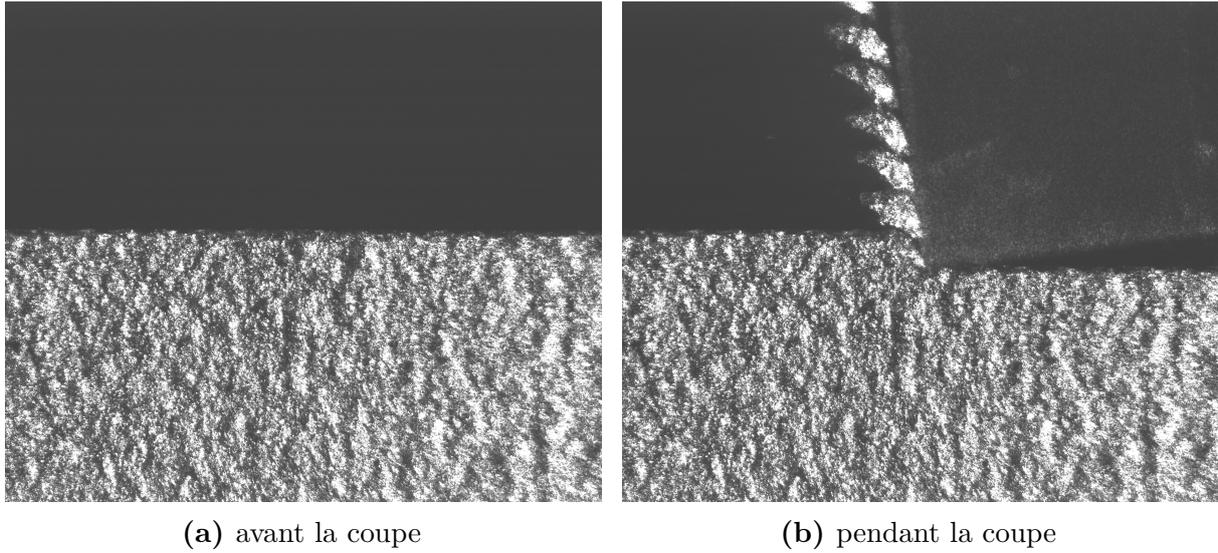


Figure D.6 – Images de la coupe utilisées pour l’analyse de sensibilité de la corrélation intégrée à $V_c = 90$ m/min, $h = 0.1$ mm, $b = 2.52$ mm.

Paramètres d’entrée		Efforts	
Module d’Young	Coefficient de Poisson	F_x (N)	F_z (N)
210	0.3	-786	496
250	0.3	-805	504
210	0.27	-761	484
215	0.27	-779	496

Tableau 4.1 – Valeur des paramètres testés et résultat sur les efforts pour l’analyse de sensibilité de la corrélation d’images aux paramètres du matériau.

($X : 1325, Y : 1150$) pixels ainsi que la zone d’études ($[1400 \ 178 \ 2100 \ 2250]$) pixels ont été fixés comme indiqué sur la figure D.7. Un calcul de référence a été conduit avec les paramètres utilisés au chapitre 3 : $E = 210$ GPa, $\nu = 0.3$. Le tableau 4.1 récapitule les résultats des calculs de corrélation conduits. Puis les sensibilités des sorties Y en fonction du paramètre X sont calculées :

$$S_{Y,X_0} = \left| \frac{\partial Y}{\partial X} \right|_{X_0} \quad (D.7)$$

Paramètres matériau	Sensibilité sur F_c	Sensibilité sur F_D	Unité
E	-3.8	2.4	(N/GPa)
ν	-800	266	(N)

Tableau 4.2 – Sensibilité de la mesure d’efforts aux paramètres matériau ($V_c = 1.5$ m.s⁻¹, $h = 0.1$ mm).

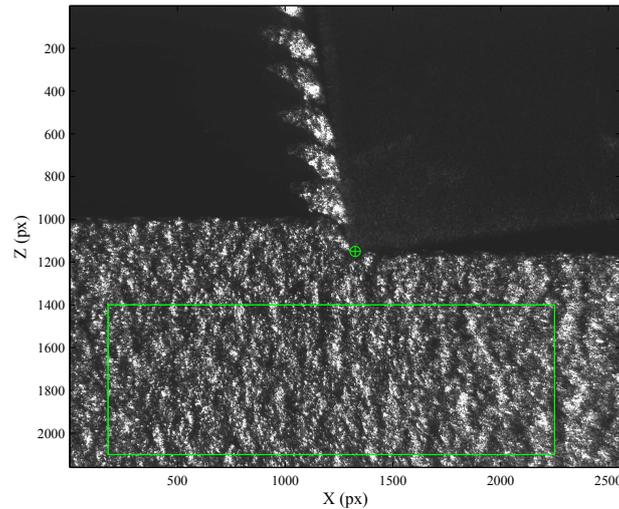


Figure D.7 – Position du point d’application de la charge (cible verte) et de la zone d’intérêt (rectangle vert) pour la corrélation d’images.

D.4.2 Sensibilité des champs de déplacement aux paramètres élastiques

Même si les champs de déplacement sont le résultat de l’identification des efforts de coupe, il faut contrôler l’influence des paramètres du matériau sur ceux-ci. Pour cela un indicateur de variation des déplacements par pourcentage de modification de chaque paramètre élastique est utilisé :

$$S_{U,X_0} = \left| \frac{\partial U}{100 * \frac{\partial X}{X_0}} \right|_{X_0} \quad (D.8)$$

Les résultats sont exposés en figure D.8 pour le coefficient de Poisson. Pour le module d’Young, aucune carte n’est proposée puisque l’analyse a montré des variations inférieures à 10^{-9} px/% de GPa.

D.4.3 Discussion sur les sensibilités

Comme attendu, les efforts calculés par corrélation d’images croissent directement avec le module d’Young sans qu’aucune modification sur les champs de déplacements calculés ne soit obtenue. Ainsi, la bonne connaissance du module d’Young permet de corriger un gain entre la valeur des efforts et l’amplitude des déplacements mesurés. Pour le coefficient de Poisson, l’impact d’une variation sur les résultats est plus complexe. En effet, un impact du coefficient de Poisson sur les effort est trouvé mais aussi un effet non homogène sur les champs de déplacements est relevé. Cela montre que la valeur du coefficient de Poisson influe à la fois sur l’amplitude des efforts mais aussi sur la forme du champ de déplacements recherché. La modification du champ de déplacements reste néanmoins faible devant les déplacements trouvés : une variation de l’ordre de 10^{-3} pixel sur les déplacements contre environ 5 pixel de valeur moyenne par pourcentage de variation du coefficient de Poisson.

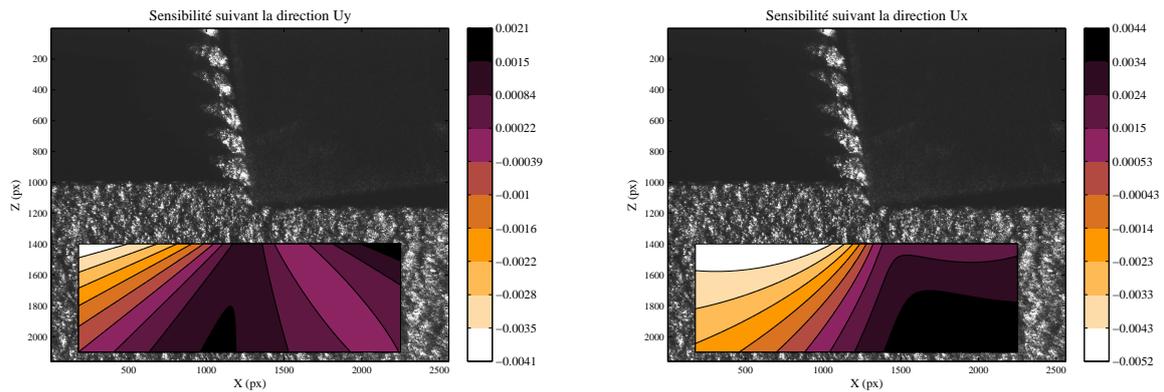


Figure D.8 – Sensibilité des champs de déplacement pour un pourcent de variation du coefficient de Poisson.

D.5 Améliorations

Les améliorations peuvent être multiples. Cependant nous en pointerons deux importantes :

La première concerne le choix du point d'application des efforts. Pour l'instant une étape manuelle faite par l'utilisateur est toujours nécessaire. Il peut donc y avoir une différence sur le résultat en fonction de la position du ou des clics. Il serait pertinent de développer une procédure de détection automatique des contours de l'outil et donc du choix du point d'application des efforts.

La seconde concerne la sélection de la région d'intérêt. Celle-ci doit être conduite dans une partie du matériau qui se comporte seulement élastiquement. Il serait pertinent d'utiliser un critère de limite d'élasticité (paramètre "sigma,m" dans la figure D.4b) après un premier calcul de déplacement puis des contraintes pour vérifier que les contraintes équivalentes dans la zone sélectionnée soient inférieures à ce critère. Dans le cas contraire, une relance du calcul peut être réalisée automatiquement en déplaçant la région d'intérêt plus loin de l'outil. Cela éviterait une phase d'essais itératifs pour la sélection d'une région correctement localisée.

Annexe E

Le matériau 100 CrMo 7

Sommaire

E.1	Désignations et caractéristiques standard	128
E.2	Caractéristiques mesurées	128
E.2.1	Composition chimique	129
E.2.2	Microstructure et dureté	129
E.3	Paramètres élastiques	129
E.3.1	Essais de traction quasi statique	129
E.3.2	Mesures par ultrasons	131

E.1 Désignations et caractéristiques standard

Comme de nombreux matériaux, l'acier 100 CrMo 7 présente plusieurs désignations selon les normes en vigueur dans chaque pays, comme le montre le tableau 5.1. Les plus couramment utilisées sont celles de la norme ISO ou de la norme américaine AISI dont la composition chimique standard est donnée au tableau 5.1.

Normes	ISO 683-17 (2014)	JIS 4810 (1984)	AISI, ASTM, SAE	AFNOR
Pays	International	Japon	État-Unis	France
Désignation	100 CrMo 7	SUP13	52100	100CD7

Tableau 5.1 – Différentes désignations de l'acier 100 CrMo 7 [ASM, 1995].

Éléments	C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	V
Teneur (% wt)	0.93	0.7	≤ 0.025	≤ 0.015	0.15	≤ 0.25	1.8	0.25	-

Tableau 5.2 – Composition du 100 CrMo 7 selon la norme ISO 683-17 [ISO:683-17, 2014].

Caractéristiques	Unités	Valeur
Masse volumique	kg/m ³	7827
Température de fusion	°C	1424
Module d'élasticité E	GPa	210
Module de torsion	GPa	80
Coefficient de Poisson ν	-	0.3
Capacité thermique massique C_p	J/kg K	458
Conductivité thermique λ	W/m K	43

Tableau 5.3 – Propriétés physiques et mécaniques à 20 °C du 100 CrMo 7 durci à 62 HRc [Guo and Sahmi, 2004].

E.2 Caractéristiques mesurées

Il est tout de même important de contrôler les caractéristiques effectives du matériau qui nous a été fourni. Il a subi un traitement thermique d'austénitisation à 850 °C, une trempe à l'huile, puis un revenu à 110 °C pendant 60 minutes. Il a été livré sous la forme de tubes de dimensions : $\varnothing_{ext} = 160$ mm, $\varnothing_{int} = 90$ mm et de longueur 400 mm. Pour l'ensemble de l'étude, un barreau de section rectangulaire de 35×15 mm² et de 200 mm de long a été extrait dans la paroi du tube par découpe au fil électro-érosion. Enfin, les éprouvettes nécessaires pour cette étude ont été extraites de ce barreau soit par découpe au fil électro-érosion, soit par tronçonnage, selon les besoins.

E.2.1 Composition chimique

Une analyse de la composition chimique par spectromètre de masse (référence : SY32 ; Yobin Yvon) confirme la conformité chimique de la matière suivant la norme ISO 6083-17 :2001. Les valeurs mesurées sont présentées dans le tableau 5.4.

Éléments	C	Cr	Mn	Mo	Ni	P	S	Si	V
Teneur (% wt)	0.96	1.75	0.28	0.18	0.22	0.016	0.02	0.3	0.015

Tableau 5.4 – Composition chimique de l’acier 100 CrMo 7 utilisé dans cette étude.

E.2.2 Microstructure et dureté

Différents échantillons de matière découpés de façon aléatoire dans le tube, ont été observés au microscope après un polissage et une attaque au nital pendant 5 s. Le matériau présente des carbures ultra-fins (points blancs) répartis de façon homogène dans une matrice présentant environ 60 % de martensite (blanc avec des lattes brunes) et 40 % de bainite (gris foncé) avec une taille de grains d’environ 5 μm , comme le montre la figure E.1.

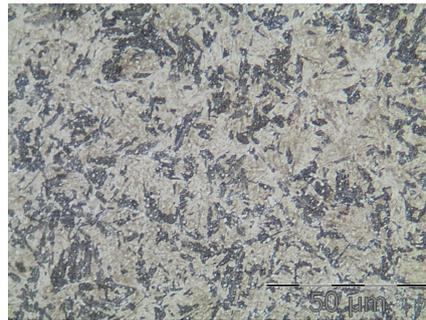


Figure E.1 – Observation métallographique de l’acier 100 CrMo 7 après polissage et attaque chimique au nital pendant 5 s.

L’homogénéité de la dureté du barreau a été contrôlée par des mesures de dureté Rockwell, réalisées sur un duromètre Instron Wolpert, modèle HT1A. Une valeur moyenne de $56 \pm 1 \text{ HR}_{\text{C}100}$ est obtenue.

Les différentes analyses réalisées montrent la bonne homogénéité métallographique de l’acier.

E.3 Paramètres élastiques

E.3.1 Essais de traction quasi statique

Des essais de traction ont été réalisés sur une machine LLOYD Instruments LR30K équipée d’un capteur d’effort LC 50KN (LLOYD Instruments) et d’un extensomètre axial de 25 mm (modèle 3540-0.25M-100-ST). En plus de ces mesures utilisées par la machine pour son pilotage, une seconde mesure d’effort, par une platine dynamométrique Kistler

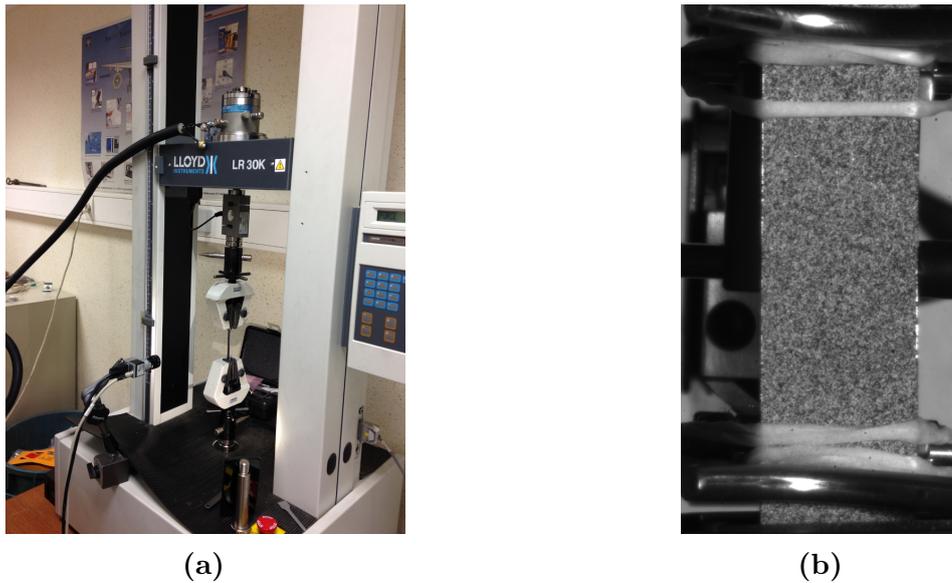


Figure E.2 – Essai de traction instrumenté : (a) vue d'ensemble avec une mesure d'effort externe et une caméra Basler pour la mesure des déformations, (b) image prise par la caméra.

9273 couplée à un amplificateur de charge Kistler 5019A, et des films durant les essais sont réalisés. Une caméra Basler aCA2000-165um (capteur CMOS, 2048×1028 px) a servi pour la prise d'images. Le dispositif expérimental est présenté en figure E.2a. Les efforts, ainsi que des fronts de tension pour chaque image, sont enregistrés de façon synchronisée à l'aide d'une carte d'acquisition NI6221 (National Instruments).

Les éprouvettes de dimensions normalisées ($L_0 = 35$ mm, $L_c = 32$ mm, $b_0 = 10$ mm, $e_0 = 0.8$ mm) ont été obtenues par usinage. Un mouchetis de peinture blanche puis noire a été déposé sur la surface par projection à la bombe pour la corrélation d'images (visible sur la figure E.2b).

Les essais ont été conduits à une vitesse de déplacement de la traverse de 0.002 mm/s, soit une vitesse de déformation de 5×10^{-5} s $^{-1}$. Trois cycles de chargement/déchargement jusqu'à la contrainte "ingénieur" de 1000 MPa ont été réalisés. Les images sont enregistrées à une fréquence d'une image par seconde. La mesure des déformations dans l'éprouvette a été réalisée par corrélation d'images avec le logiciel CorreliQ4 sur les images du dernier cycle de chargement. Une image sur dix a été utilisée pour la mesure ce qui représente un total de vingt images lors du chargement élastique. L'image prise comme référence est celle correspondant à un effort nul sur le cycle de traction considéré. Des éléments Q4 de 32 pixels ont été choisis suite à l'analyse de texture menée. Après avoir calculé pour chaque image le coefficient de Poisson et la contrainte vraie, une valeur de 209 GPa est estimée, par régression linéaire sur la courbe contrainte déformation, pour le module d'Young. Concernant le coefficient de Poisson, la faible amplitude des déplacements transverses ne permet pas d'estimer de façon fiable la valeur de ce dernier comme le montre la figure E.3b. Bien que la valeur de module d'Young soit proche de la valeur théorique, il convient de poursuivre l'estimation des paramètres élastiques avec une autre méthode.

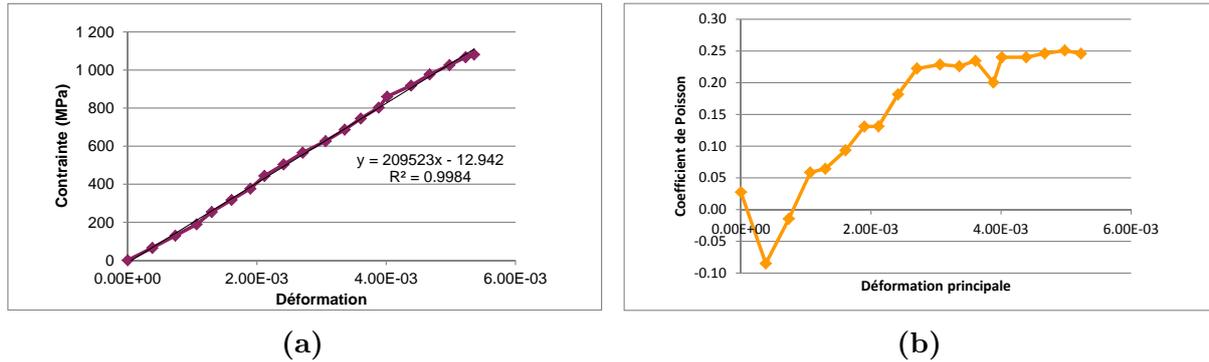


Figure E.3 – Caractéristiques mécaniques élastiques de l'acier 100 CrMo 7 relevées durant un essai de traction : (a) courbe contrainte/déformation vraie pour l'estimation du module d'Young, (b) coefficient de Poisson calculé en fonction de la déformation principale.

E.3.2 Mesures par ultrasons

Des mesures complémentaires du module d'Young et du coefficient de Poisson par mesure ultrasons ont été réalisées. Ces analyses sont conduites par l'étude de la propagation d'ondes élastiques dans le solide dont la théorie est rappelée dans la référence [Bellet and Barrau, 1990]. Une cale de mesure, aux dimensions présentées en figure E.4 et contrôlée par mesure tridimensionnelle, a été usinée par contournage à la fraise mono-dent c-BN, dans l'acier 100 CrMo 7 traité.

A l'aide d'un appareil de contrôle par ultrasons Sonatest Sitiescan140 équipé de sondes réalisant à la fois l'émission et la réception d'ondes, les célérités des ondes élastiques dans l'acier ont été mesurées. Des ondes de compression de 5 MHz sont appliquées sur la surface supérieure au niveau des plans parallèles par une sonde à 90° modèle LLH5-15. Le temps entre deux échos est enregistré puis la célérité longitudinale est calculée grâce à la distance entre les plans. Pour la célérité transverse, une sonde Orion 408/02 impose des ondes de compression d'une fréquence de 4 MHz inclinées à 60° au niveau de l'axe de la partie cylindrique. Du fait de l'inclinaison de la source par rapport au plan, seuls les ondes transverses sont transmises dans la pièce. Puis grâce à la géométrie de la pièce et au temps nécessaire pour obtenir un écho, la célérité transverse est mesurée. Avec les équations de propagation des ondes dans un solide, il est possible de relier les coefficients de Lamé, λ et μ , et la masse volumique du matériau ρ aux célérités longitudinale C_L et transversale C_T des ondes :

$$\begin{aligned} C_L &= \sqrt{\frac{\lambda + 2\mu}{\rho}} \\ C_T &= \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} \end{aligned} \quad (\text{E.1})$$

Il est donc possible de calculer les paramètres élastiques matériau grâce aux relations

entre le module d'Young et le coefficient de Poisson avec les coefficients de Lamé :

$$\nu = \frac{2 - \left(\frac{C_L}{C_T}\right)^2}{2 - 2\left(\frac{C_L}{C_T}\right)^2}$$

$$E = 2\rho C_T^2 \left(1 + \frac{2 - \left(\frac{C_L}{C_T}\right)^2}{2 - 2\left(\frac{C_L}{C_T}\right)^2}\right)$$

Après avoir répété dix fois les deux essais, des célérités moyennes longitudinales de 5891 m.s^{-1} et transverse de 3278 m.s^{-1} sont mesurées. Ainsi le module d'Young est estimé à 214 GPa avec un écart type de 3 GPa et le coefficient de Poisson du matériaux à 0.275 avec un écart type de 0.008 .

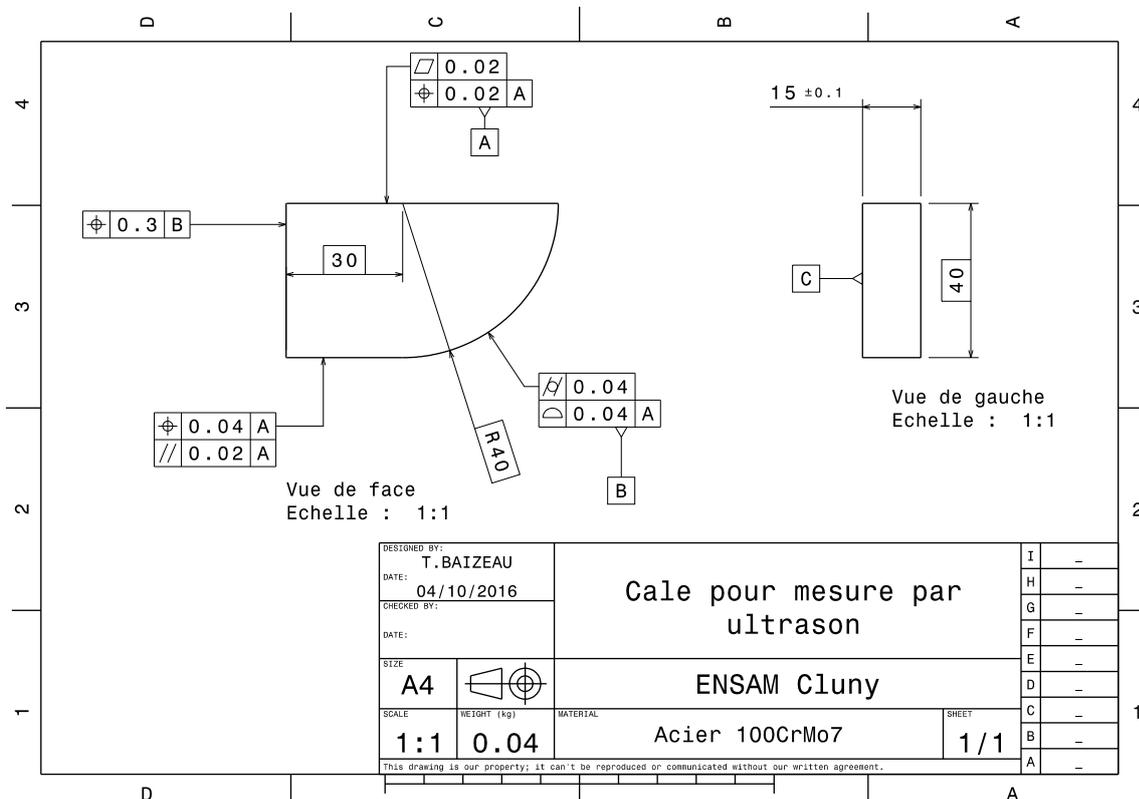


Figure E.4 – Plan de la cale de mesure des propriétés élastiques par ultrasons.

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

RÉSUMÉ :

Aujourd'hui, les méthodes de corrélation d'images sont largement utilisées pour la caractérisation et le suivi temporel des essais mécaniques. Cependant dans le domaine de l'usinage, ces méthodes sont très peu employées pour l'étude en pointe d'outil de coupe du fait du manque d'accessibilité, de la faible taille de la zone observée et des fortes déformations dans la zone de coupe. Dans cette thèse, nous mettons en application la technique de corrélation d'images pour l'étude et la caractérisation des champs cinématiques induits dans la matière usinée, durant des essais de coupe conduits avec des conditions opératoires représentatives des opérations industrielles. Ces conditions nous ont permis de développer, en premier lieu, des outils expérimentaux et numériques. Puis, les performances du dispositif expérimental ainsi que les incertitudes de corrélation ont été quantifiées. Différentes stratégies d'exploitation des images, ainsi que des outils numériques pour la mesure des caractéristiques de la coupe sont proposés. Ensuite, a été développé un outil de corrélation d'images intégrée pour la mesure des efforts dynamiques grâce à un modèle analytique. Pour valider l'ensemble des méthodes, des essais de rabotage ont été conduits d'abord dans un alliage d'aluminium, puis dans un acier 100 CrMo 7 traité thermiquement. Ils ont permis de quantifier les champs cinématiques ainsi que les caractéristiques de la coupe. Enfin, ces outils ont été appliqués pour la prédiction de l'intégrité de surface engendrée par une géométrie 3D d'outil de coupe dans le matériau dur.

Mots clés : Usinage dur, Coupe orthogonale, Corrélation d'images, Champs cinématiques, Imagerie rapide, Intégrité de surface, Effort de coupe.

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL DEVELOPMENTS FOR THE KINEMATIC FIELD CHARACTERIZATIONS TO PREDICT SURFACE INTEGRITY DURING 100 CrMo 7 HARDENED STEEL CUTTING

ABSTRACT :

Nowadays, digital image correlation (DIC) methods are widely employed to the mechanical testing characterization and their temporal monitoring. However, in the machining field, to study the cutting process at the tool edge, these methods are not commonly applied due to the poor accessibility, the size of the observed area and the large strain occurring herein. In this study, the kinematic fields induced in the material by the cutting process are characterized and analyzed at industrial cutting conditions. In order to take and treat the pictures of the cut, experimental and numerical techniques have been first established. Then, the experimental setup performances and the uncertainties of the DIC were quantified. Different images selection strategies for the DIC and numerical post-processing algorithm for measuring the characteristics of the cut were proposed. Furthermore, a DIC integrated approach based on an analytical model was developed to record dynamics cutting forces. Trials in orthogonal configuration were performed and analyzed firstly to validate the developed procedures in an aluminium alloy, then in a 100 CrMo 7 hardened steel. The kinematics fields and the macroscopic data of the cut were successfully measured thanks to these tools. Finally, they were used for the prediction of the surface integrity induced by a 3D cutting edge in the hard material.

Keywords : Hard machining, Orthogonal cutting, Digital image correlation, Kinematic fields, High-speed imaging, Surface integrity, Cutting forces.