



HAL
open science

Contributions expérimentales et numériques pour la compréhension de l'intégrité des surfaces induite par un outil combiné usinage – galetage

Anis Rami

► **To cite this version:**

Anis Rami. Contributions expérimentales et numériques pour la compréhension de l'intégrité des surfaces induite par un outil combiné usinage – galetage. Autre. Université de Lyon, 2017. Français. NNT : 2017LYSEE004 . tel-01753904

HAL Id: tel-01753904

<https://theses.hal.science/tel-01753904>

Submitted on 29 Mar 2018

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
CENTRALE LYON



N° d'ordre NNT : 2017LYSEE004

THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON
opérée conjointement
au sein de l'École centrale de Lyon
et de l'École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne

Ecole Doctorale N° 488
Science Ingénierie Santé

Spécialité

Mécanique et Ingénierie

Informatique

Image vision Signal

Science et Ingénierie de l'environnement

Soutenue publiquement le 02/10/2017, par :

Anis RAMI

**Contributions expérimentales et numériques
pour la compréhension de l'intégrité des
surfaces induite par un outil combiné
usinage-galetage**

Devant le jury composé de :

KAPSA Philippe, Professeur Directeur de recherche CNRS à LTDS de l'École Centrale de Lyon
(France) **Président**

MONTEIL Guy, Professeur des Universités, l'École Nationale Supérieure de Mécaniques et
des Microtechniques, Besançon (France) **Rapporteur**

BEN FREDJ Nabil, Professeur des Universités à l'École Supérieure des Sciences et Techniques de
Tunis (Tunisie) **Rapporteur**

ZIDI Mondher, Professeur des Universités, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Monastir (Tunisie)
Examineur

HAMDI Hédi, Professeur des Universités, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne (France)
Directeur de thèse

SGHAIER Salem, Maître de conférences, Institut Supérieur des Sciences Appliquées et de
Technologie de Kairouan (Tunisie) **Directeur de thèse**

Spécialités doctorales :
 SCIENCES ET GENIE DES MATERIAUX
 MECANIQUE ET INGENIERIE
 GENIE DES PROCÉDES
 SCIENCES DE LA TERRE
 SCIENCES ET GENIE DE L'ENVIRONNEMENT
 MATHEMATIQUES APPLIQUEES
 INFORMATIQUE

Responsables :
 K. Wolski Directeur de recherche
 S. Drapier, professeur
 F. Gruy, Maître de recherche
 B. Guy, Directeur de recherche
 D. Graillet, Directeur de recherche
 O. Roustant, Maître-assistant

O. Boissier, Professeur IMAGE, VISION, SIGNAL EMSE : Enseignants-

chercheurs et chercheurs autorisés à diriger des thèses de doctorat (titulaires d'un doctorat d'État ou d'une HDR)

AVRIL	Stéphane	PR2	Mécanique et ingénierie	CIS			
BATTON-HUBERT	Mireille	PR2	Sciences et génie de l'environn	FAYOL			
BENABEN	Patrick	PR1	Sciences et génie des matériau	CMP			
BERNACHE-ASSOLLANT	Didier	PR0	Génie des Procédés	CIS			
BIGOT	Jean Pierre	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN			
BILAL	Essaid	DR	Sciences de la Terre	SPIN			
BOISSIER	Olivier	PR1	Informatique	FAYOL			
BORBELY	Andras	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environn	SMS			
BOUCHER	Xavier	PR2	Génie Industriel	FAYOL			
BRODHAG	Christian	DR	Sciences et génie de l'environn	FAYOL			
BURLAT	Patrick	PR2	Génie Industriel	FAYOL			
COURNIL	Michel	PR0	Génie des Procédés	DIR			
DARRIEULAT	Michel	IGM	Sciences et génie des matériau	SMS			
DAUZERE-PERES	Stéphane	PR1	Génie Industriel	CMP			
DEBAYLE	Johan	CR	Image Vision Signal	CIS			
DELAFOSSE	David	PR1	Sciences et génie des matériau	SMS			
DESRAYAUD	Christophe	PR2	Mécanique et ingénierie	SMS			
DOLGUI	Alexandre	PR0	Génie Industriel	FAYOL			
DRAPIER Sylvain	PR1	Mécanique et ingénierie	SMS	FEILLET Dominique	PR2	Génie Industriel	CMP
FOREST	Bernard	PR1	Sciences et génie des matériau	CIS			
FORMISYN	Pascal	PR0	Sciences et génie de l'environn	DIR			
FRACZKIEWICZ	Anna	DR	Sciences et génie des matériau	SMS			
GARCIA	Daniel	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN			
GERINGER	Jean	MA(MDC)	Sciences et génie des matériau	CIS			
GIRARDOT	Jean-jacques	MR(DR2)	Informatique	FAYOL			
GOEURIOT	Dominique	DR	Sciences et génie des matériau	SMS			
GRAILLOT	Didier	DR	Sciences et génie de l'environn	SPIN			
GROSSEAU	Philippe	DR	Génie des Procédés	SPIN			
GRUY	Frédéric	PR1	Génie des Procédés	SPIN			
GUY	Bernard	DR	Sciences de la Terre	SPIN			
GUYONNET René	DR	Génie des Procédés	SPIN	HAN Woo-Suck	CR	Mécanique et ingénierie	SMS
HERRI	Jean Michel	PR1	Génie des Procédés	SPIN			
INAL	Karim	PR2	Microélectronique	CMP			
KERMOUCHE	Guillaume	PR2	Mécanique et Ingénierie	SMS			
KLOCKER	Helmut	DR	Sciences et génie des matériau	SMS			
LAFOREST	Valérie	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environn	FAYOL			
LERICHE	Rodolphe	CR	Mécanique et ingénierie	FAYOL			
LI	Jean Michel		Microélectronique	CMP			
MALLIARAS	Georges	PR1	Microélectronique	CMP			
MOLIMARD	Jérôme	PR2	Mécanique et ingénierie	CIS			
MONTHEILLET	Franck	DR	Sciences et génie des matériau	SMS			
PERIER-CAMBY	Laurent	PR2	Génie des Procédés	DFG			
PIJOLAT	Christophe	PR0	Génie des Procédés	SPIN			
PIJOLAT	Michèle	PR1	Génie des Procédés	SPIN	PINOLI Jean Charles	PR0	Image
Vision Signal	CIS						
POURCHEZ	Jérémy	CR	Génie des Procédés	CIS			
ROUSTANT	Olivier	MA(MDC)		FAYOL			
STOLARZ	Jacques	CR	Sciences et génie des matériau	SMS			
SZAFNICKI	Konrad	MR(DR2)	Sciences et génie de l'environn	CMP			
TRIA Assia	Microélectronique	CMP	VALDIVIESO François	MA(MDC)	Sciences et génie des matériau	SMS	
VIRICELLE Jean Paul	MR(DR2)	Génie des Procédés	SPIN	WOLSKI Krzysztof	DR	Sciences et génie des matériau	
SMS							
XIE	Xiaolan	PR0	Génie industriel	CIS			

ENISE : Enseignants-chercheurs et chercheurs autorisés à diriger des thèses de doctorat (titulaires d'un doctorat d'État ou d'une HDR)

BERGHEAU	Jean-Michel	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
BERTRAND	Philippe	PU	Génie des procédés	ENISE
DUBUJET	Philippe	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
FEULVARCH	Eric	MCF	Mécanique et Ingénierie	ENISE
FORTUNIER	Roland	PR	Sciences et Génie des matériau	ENISE
HAMDI	Hédi	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
LYONNET	Patrick	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
RECH	Joël	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
SI LARBI	Amir	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
SMUROV	Igor	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
TOSCANO	Rosario	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE
ZAHOUANI	Hassan	PU	Mécanique et Ingénierie	ENISE

PR 0	Professeur classe exceptionnelle	Ing.	Ingénieur
PR 1	Professeur 1 ^{ère} classe	MCF	Maître de conférences
PR 2	Professeur 2 ^{ème} classe	MR (DR2)	Maître de recherche
PU	Professeur des Universités	CR	Chargé de recherche

SMS	Sciences des Matériaux et des Structures
SPIN	Sciences des Processus Industriels et Naturels
FAYOL	Institut Henri Fayol
CMP	Centre de Microélectronique de Provence

Table des matières

Remerciements.....	I
Dédicace.....	II
Liste des figures.....	III
Liste des tableaux	IX
Introduction générale	1
1. BIBLIOGRAPHIE - IMPACT DES PROCEDES DE FABRICATIONS SUR L'INTEGRITE DE SURFACE.....	4
1.1. INTRODUCTION.....	4
1.2. INTEGRITE DE SURFACE	4
1.3. IMPACT DES PROCEDES DE FAÇONNAGE ET DES PROCEDES DE FINITION	5
<i>1.3.1. Procédé impactant thermo-mécaniquement la surface : Tournage.....</i>	<i>6</i>
1.3.1.1. Impact des procédés thermomécanique sur les contraintes résiduelles.....	8
1.3.1.2. Impact des procédés thermomécanique sur la rugosité.....	12
<i>1.3.2. Procédé impactant mécaniquement la surface</i>	<i>14</i>
1.3.2.1. Galetage.....	14
1.3.2.1.1. Influence du galetage sur les contraintes résiduelles	15
1.3.2.1.2. Influence du galetage sur la microstructure	17
1.3.2.2. Grenailage	20
1.3.2.3. Toilage.....	21
<i>1.3.3. Procédé impactant thermiquement la surface.....</i>	<i>22</i>
1.4. SYNTHÈSE ET CHOIX (VALIDATION) DE PROCÉDE	23
1.5. MÉTHODES NUMÉRIQUES PRÉCÉDEMMENT DÉVELOPPÉES POUR SIMULER LE TOURNAGE ET LE GALETAGE	26
<i>1.5.1. Simulation du procédé de tournage</i>	<i>27</i>
1.5.1.1. Echelles de modélisation.....	28
1.5.1.2. Domaine de modélisation.....	28
1.5.1.3. Méthode de modélisation	28
1.5.1.4. Loi de comportement	30

1.5.1.5. Critères de formation du copeau	31
1.5.1.6. Interactions outil/matière.....	33
1.5.2. <i>Simulation du procédé de galetage</i>	34
1.6. CONCLUSION	36
2. EXPERIMENTATION DU PROCEDE COMBINE : USINAGE - GALETAGE	38
2.1. INTRODUCTION.....	38
2.2. OPERATION DE TOURNAGE-GALETAGE COMBINEE : CoTUB	39
2.2.1. <i>Effets des paramètres de coupe sur l'intégrité de surface</i> :.....	40
2.2.2. <i>Effets des paramètres de galetage sur l'intégrité de surface</i> :	40
2.2.3. <i>Objectif du travail</i> :	41
2.3. PROCEDURE EXPERIMENTALE.....	42
2.3.1. <i>Mesure de rugosité</i>	42
2.3.2. <i>Mesure de micro-dureté</i>	43
2.3.3. <i>Mesure des contraintes résiduelles</i>	45
2.3.3.1. Origine des contraintes résiduelles.....	45
2.3.3.2. Mesure des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X.....	45
2.3.4. <i>Outil de tournage-galetage combiné</i>	48
2.4. PREPARATION DES EPROUVETTES	51
2.5. METHODOLOGIE EXPERIMENTALE.....	53
2.5.1. <i>Objectifs</i>	53
2.5.2. <i>Identification des sorties à optimiser</i>	53
2.5.3. <i>Choix des facteurs et de leurs niveaux</i>	53
2.5.4. <i>Sélection des matrices orthogonales de Taguchi</i>	54
2.5.5. <i>Détermination du modèle d'interaction et de régression</i>	56
2.6. RESULTATS ET DISCUSSION	57
2.6.1. <i>Evaluation du rapport signal/bruit (S/B)</i>	57
2.6.2. <i>Réponses du procédé combiné caractérisant la qualité de surface</i> ...	59
2.6.2.1. Effets des paramètres contrôlables sur l'évolution de la rugosité	59

2.6.2.2. Effets des paramètres contrôlables sur l'évolution des contraintes résiduelles	
61	
2.6.2.3. Effets des paramètres contrôlables sur la micro-dureté.....	65
2.6.2.4. Effets des paramètres contrôlables sur la microstructure.....	66
2.6.3. <i>Analyse de la variance (ANOVA)</i>	68
2.6.4. <i>Equations de régression</i>	70
2.7. CONCLUSION.....	73
3. SIMULATION NUMERIQUE DU PROCEDE TOURNAGE- GALETAGE COMBINE.....	75
3.1. INTRODUCTION.....	75
3.2. APPROCHE MIXTE :.....	76
3.3. DETERMINATION ET QUANTIFICATION DES CHARGEMENTS EQUIVALENTS : 77	
3.3.1. <i>Méthodologie</i>	77
3.3.2. <i>Identification des zones de cisaillement</i>	78
3.3.3. <i>Développement d'un modèle de coupe orthogonale</i>	80
3.3.3.1. Modèles géométriques :	80
3.3.3.2. Propriétés des matériaux	81
3.3.3.3. Conditions aux limites et interactions	84
3.3.3.4. Maillage.....	86
3.3.4. <i>Extraction des chargements équivalents</i>	86
3.3.4.1. Récupération des chargements générés lors de l'opération de coupe	87
3.3.5. <i>Modélisation et quantification des chargements générés lors de l'opération de coupe</i>	90
3.3.5.1. Quantification des chargements générés dans la zone de cisaillement primaire	
92	
3.3.5.2. Quantification des chargements apparus dans la zone de cisaillement tertiaire	
94	
3.3.5.3. Détermination des paramètres nécessaires à la quantification des chargements thermomécaniques équivalents	96
3.3.5.4. Forme des chargements équivalents en deux dimensions.....	98

3.4. DEVELOPPEMENT DU MODELE DE COUPE 2D SE BASANT SUR L'APPROCHE MIXTE.....	100
3.4.1. Démarche de modélisation du modèle de coupe 2D se basant sur l'approche mixte.....	101
3.4.2. Exploitation des résultats du modèle de coupe 2D se basant sur l'approche mixte : Validation du modèle mixte.....	102
3.5. DEVELOPPEMENT DU MODELE 2D DE TOURNAGE-GALETAGE COMBINE SE BASANT SUR L'APPROCHE MIXTE.....	105
3.5.1. Démarche de modélisation du modèle 2D de tournage-galetage combiné se basant sur l'approche mixte.....	105
3.5.2. Exploitation des résultats du modèle de coupe 2D de tournage-galetage combiné se basant sur l'approche mixte.....	107
3.6. EXTENSION DE LA MODELISATION MIXTE DE COUPE ORTHOGONALE AU CAS 3D	110
3.6.1. Extension des chargements équivalents dans le cas 3D.....	110
3.6.1.1. Chargements mécaniques en 3D.....	111
3.6.1.2. Chargements thermiques en 3D.....	112
3.6.2. Méthodologie de modélisation mixte 3D de l'opération de tournage	115
3.6.2.1. Modèle géométrique.....	116
3.6.2.2. Conditions limites et conditions initiales.....	117
3.6.2.3. Propriétés de matériaux.....	119
3.6.2.4. Maillage.....	119
3.6.3. Validation de la modélisation mixte en 3D de l'opération de tournage	119
3.6.4. Résultats et discussions.....	120
3.6.4.1. Résultats d'état stable.....	120
3.6.4.2. Effet des chargements thermomécaniques sur la déformation plastique équivalente.....	122
3.6.4.3. Résultats de contraintes résiduelles.....	123

3.7. DEVELOPPEMENT DU MODELE 3D DE TOURNAGE-GALETAGE COMBINE SE BASANT SUR L'APPROCHE MIXTE.....	125
3.7.1. <i>Modélisation 3D du tournage-galetage combiné se basant sur l'approche mixte</i>	125
3.7.2. <i>Résultats de simulation</i>	126
3.8. CONCLUSION :.....	128
4. CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	130
REFERENCES	133

Remerciements

Je voudrais ici témoigner toute ma gratitude à Monsieur Salem SGHAIER, Maître des conférences et directeur à l'ISSAT de KAIROUAN, et à Monsieur Hédi HAMDI, Professeur à l'ENI Saint Etienne, mes directeurs de thèse, pour leur confiance, leur disponibilité et le grand intérêt qu'ils ont toujours manifesté pour ce travail. Leur rigueur scientifique, ses encouragements et leur soutien m'ont permis de mener à bien ce travail et pour m'avoir fait partager leur expérience sur la tribologie en usinage. Qu'ils trouvent ici, l'expression de ma profonde reconnaissance et mon amitié sincère.

Mes plus vifs remerciements s'adressent à Monsieur Philippe KAPSA, Professeur à l'EC de Lyon, pour m'avoir fait l'honneur d'accepter de présider ce jury. Mes plus profonds remerciements vont à Monsieur Nabil BEN FREDJ, Professeur à l'ESST de Tunis, et Monsieur MONTEIL Guy, Professeur, à l'École Nationale Supérieure de Mécaniques et des Microtechniques, Besançon, d'avoir bien voulu accepter d'être rapporteurs de cette thèse et membres du jury.

Egalement, j'exprime ma gratitude à Monsieur Mondher ZIDI, Professeur à l'ENI de Monastir, pour l'intérêt qu'il a porté à ce travail en acceptant d'en être examinateur et membre du jury.

Je me permets d'adresser mes remerciements et mes reconnaissances à tous ceux qui ont contribué de façon directe ou indirecte à la réalisation de ce travail.

J'adresse mes remerciements à tous les membres du Laboratoire du Génie Mécanique et du Laboratoire de Tribologie et Dynamique de Système pour leur sympathie et amitié qu'ils ont exprimé à mon égard.

Dédicace

A ma mère.

Liste des figures

Figure 1-1 : Les couches affectées lors d'une opération d'usinage (Brinksmeier, et al., 2004).	5
Figure 1-2 : principe de tournage avec un outil à arête unique (Passeron, 2010).....	7
Figure 1-3 : Zones de cisaillements présents lors de la coupe.....	8
Figure 1-4 : Mécanisme de génération des contraintes résiduelles lors d'une opération d'usinage,9	
Figure 1-5 : schéma de profil des contraintes résiduelles obtenu après une opération de coupe...10	
Figure 1-6 : Contraintes résiduelles du Inconel 718 après tournage ($V_c = 70$ m/min, $f = 0,2$ mm/tr et $a_p = 0.5$ mm (Outeiro, et al., 2008).....	11
Figure 1-7 : Effet de l'usure en dépouille sur les contraintes résiduelles du TA6V ($V_c = 120$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr et $a_p = 1$ mm (Chen, et al., 2005)	12
Figure 1-8 : rugosité de la surface usinée en fonction de la vitesse de coupe.....	13
Figure 1-9 : effet de la vitesse de coupe et de l'avance sur la rugosité ($a_p = 0.5$ mm).....	13
Figure 1-10 : (a) Principe du galetage ; (b) représentation des paramètres de galetage. (Chomienne, 2014).....	14
Figure 1-11 : Profil de rugosité pour les différents procédés mécaniques. (Bouid Sai & Triki, 2006)	15
Figure 1-12 : Evolution des contraintes résiduelles en fonction de la profondeur de la pièce (Bouid Sai & Triki, 2006).....	16
Figure 1-13 : Distribution des contraintes résiduelles : dans la direction des avances σ_{xx} et dans la direction perpendiculaire à l'avance σ_{yy} . (Gharbi, et al., 2011).....	16
Figure 1-14 : Schématisation du profil de galetage (Altenberger, 2005).....	17
Figure 1-15 : Effet de la force de galetage sur la dureté de surface: (a) pour différentes vitesses de rotation (tr/min) et (b) pour des avances (mm/tr) différentes (Gharbi, et al., 2011)	18
Figure 1-16: Effet de l'avance de la bille de galetage sur la dureté de surface: (a) pour différentes vitesses de rotation (tr/min) et (b) pour des forces de galetage (N) différentes (Gharbi, et al., 2011)	18
Figure 1-17 : (a) Effet de la force de galetage sur la dureté de l'aluminium ; (b) : Effet du nombre de passes de galetage sur la dureté de l'aluminium (Hassan, 1997).....	19

Figure 1-18 : Effet de la force de galetage (KgF) sur la micro dureté(HV) (Shirsat & Ahuja, 2004)	19
Figure 1-19 : Principe du grenailage	20
Figure 1-20 : Principe du toilage (khellouki, et al., 2007)	21
Figure 1-21 : Influence du toilage sur le profil de rugosité (khellouki, et al., 2007)	21
Figure 1-22 : Effet de la durée de l'opération de toilage et l'effort appliqué sur la rugosité (khellouki, et al., 2007)	22
Figure 1-23 : Différents types de profils de duretés et de contraintes résiduelles obtenus après traitements thermiques	23
Figure 1-25 : (a) : Configuration et paramétrage de la coupe orthogonale 2D ; (b) : Configuration et paramétrage de coupe orthogonale 2D et demi	27
Figure 1-26 : Description des différentes approches de modélisations : Eulérienne, Lagrangienne, ALE	30
Figure 1-27 : Réponse typique en contrainte-déformation uni- axiale d'un échantillon métallique (Mabrouki, et al., 2008)	31
Figure 1-28 : Modèle de coupe de 2D avec partition de maillage (Mabrouki & Rigal, 2006)	33
Figure 1-29 : Schématisation des sections 2D possible au moment du galetage (Röttger, 2002)	35
Figure 1-30 : modèle de simulation de galetage par indentation (Röttger, 2002)	35
Figure 1-31 : modèle E.F. de galetage par roulage de bille (Guo & Barkey, 2004)	36
Figure 2-1 : Exemple de profil de rugosité et paramètres associés.	42
Figure 2-2: Principe de l'essai de mesure de dureté Vickers	44
Figure 2-3 : Dispositif de mesure de micro-dureté.	44
Figure 2-4 : Principe de la diffraction des rayons X.	46
Figure 2-5 : Machine de mesure des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X (PROTO®).	47
Figure 2-6 : Machine d'électro-polissage	48
Figure 2-7 : Outil de tournage-galetage combiné	48
Figure 2-8 : Représentation 3D de l'outil de galetage	49

Figure 2-9 : Outil de galetage.....	49
Figure 2-10: Eprouvettes préparées pour l'opération combinée.....	52
Figure 2-11: Préparation des épreuves	53
Figure 2-12: Diagramme de Pareto pour l'effet normalisé des sorties évaluées.....	56
Figure 2-13: Visualisation des principaux effets des paramètres contrôlables sur la rugosité en surface.	60
Figure 2-14: Visualisation de la variation de la rugosité arithmétique en surface pour différents diamètres de la bille pour les essais 9, 18 et 21 et pour le cas du tournage.....	60
Figure 2-15: Visualisation des principaux effets des paramètres contrôlables sur les contraintes résiduelles dans la direction de l'avance.	62
Figure 2-16: Visualisation des principaux effets des paramètres contrôlables sur les contraintes résiduelles dans la direction de galetage.	62
Figure 2-17: Profils des contraintes résiduelles dans la direction d'avance en fonction de la profondeur.....	63
Figure 2-18: Profils des contraintes résiduelles dans la direction de galetage en fonction de la profondeur.....	64
Figure 2-19: Représentation schématique du taux de recouvrement pour différents diamètres de bille. (A): $\varphi_B = 12$ mm, (B): $\varphi_B = 10$ mm et (C): $\varphi_B = 8$ mm.	65
Figure 2-20: Visualisation des principaux effets des paramètres contrôlables sur les valeurs de la micro-dureté en surface.....	65
Figure 2-21: Evolution de la micro-dureté en fonction de la profondeur	66
Figure 2-22: Micrographie optique de l'AISI 4140 montrant la profondeur de brunissage.	67
Figure 2-23: Micrographie MEB de la couche superficielle générée lors du procédé CoTuB.....	68
Figure 2-24: Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites de la rugosité en surface.	71
Figure 2-25: Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites des contraintes résiduelles surfaciques dans la direction d'avance.....	72
Figure 2-26: Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites des contraintes résiduelles surfaciques dans la direction de galetage.....	72
Figure 2-27: Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites de micro-dureté surfaciques.....	73

Figure 3-1 : Principe de l'approche mixte	76
Figure 3-2 : Méthodologie de la modélisation mixte.....	78
Figure 3-3 : Les zones de cisaillement lors d'une opération de coupe.....	79
Figure 3-4 : Modélisation de l'outil de coupe	80
Figure 3-5 : Paramètres géométriques de l'outil de coupe.....	81
Figure 3-6 : Modélisation et paramètres géométriques de la pièce à usiner.....	81
Figure 3-7 : Zones d'endommagement et sans endommagement.....	83
Figure 3-8 : Interactions et conditions imposées aux limites	86
Figure 3-9 : Ligne de mesure des chargements générés lors d'une opération de coupe	87
Figure 3-10 : Chargements mécaniques exercés par l'outil de coupe sur la surface usinée	88
Figure 3-11 : Déformation plastique générée lors de l'opération de coupe.....	88
Figure 3-12 : Chargements thermiques générés lors d'une opération de coupe	89
Figure 3-13 : Type de chargement à imposer dans chaque zone de cisaillement.....	90
Figure 3-14 : Répartition de la chaleur générée lors de l'opération de coupe.....	91
Figure 3-15 : Décomposition des efforts lors de l'opération de coupe.....	91
Figure 3-16 : Puissance thermique générée en ZCP.....	94
Figure 3-17 : Puissance thermique générée dans la zone de cisaillement tertiaire	95
Figure 3-18 : Illustration des vitesses de glissement dans chaque zone	97
Figure 3-19 : Formes des chargements mécaniques à imposer au modèle mixte 2D	99
Figure 3-20 : Forme des chargements thermiques à imposer au modèle mixte.....	100
Figure 3-21 : Modèle de coupe orthogonale se basant sur l'approche mixte	101
Figure 3-22 : Maillage du modèle de tournage 2D se basant sur l'approche mixte	102
Figure 3-23 : Comparaison des températures au moment de simulation de l'opération de coupe entre le modèle mixte et le modèle de coupe orthogonale en fonction de la distance horizontale	103
Figure 3-24 : Comparaison des températures au moment de simulation de l'opération de coupe entre le modèle mixte et le modèle de coupe orthogonale en fonction de la profondeur.....	104

Figure 3-25 : Comparaison des contraintes normales au moment de simulation de l'opération de coupe entre le modèle mixte et le modèle de coupe orthogonale en fonction de la distance horizontale.....	104
Figure 3-26 : Comparaison des contraintes tangentielles au moment de simulation de l'opération de coupe entre le modèle mixte et le modèle de coupe orthogonale en fonction de la distance horizontale.....	105
Figure 3-27 : Modèle 2D de tournage-galetage combiné se basant sur l'approche mixte.....	106
Figure 3-28 : Maillage du modèle mixte 2D de tournage-galetage combiné.....	107
Figure 3-29 : Visualisation des contraintes résiduelles axiales du modèle mixte 2D ($S_{33}=S_{ZZ}$).....	108
Figure 3-30 : Visualisation des contraintes résiduelles tangentielles du modèle mixte 2D, ($S_{11}=S_{XX}$)	108
Figure 3-31 : Contraintes résiduelles axiales en fonction de la profondeur pour $V_c = 150$ m/min, $a_p = 1$ mm, $f = 0.1$ mm / tr et $F_{galetage} = 100$ N.....	109
Figure 3-32 : Contraintes résiduelles dans la direction de galetage en fonction de la profondeur pour $V_c = 150$ m/min, $a_p = 1$ mm, $f = 0.1$ mm / tr et $F_{galetage} = 100$ N	109
Figure 3-33 : Zone de contact direct et indirect	110
Figure 3-34 : Modélisation des chargements mécaniques en 3D	111
Figure 3-35 : Extension des chargements mécaniques en 3D	112
Figure 3-36 : Modélisation des chargements thermiques en 3D	113
Figure 3-37 : Extension des chargements thermiques en 3D	114
Figure 3-38 : Chargements thermomécaniques équivalents imposés au modèle 3D	115
Figure 3-39 : Modèle 3D simulant une opération de tournage en se basant sur l'approche mixte	116
Figure 3-40 : Modèle géométrique de tournage se basant sur l'approche mixte.....	117
Figure 3-41 : Définition et chargements imposés au modèle 3D mixte.....	118
Figure 3-42 : Maillage du modèle 3D.	119
Figure 3-43 : Simulation et l'effet de chaque type de chargement sur l'état de contraintes résiduelles (a) chargement purement thermique, (b) chargement purement mécanique.	120

Figure 3-44 : Visualisation des contraintes résiduelles dans la direction (a): de coupe et (b): axiale simulées par le modèle mixte 3D de tournage	121
Figure 3-45 : Les profils de contraintes résiduelles en surface mesuré dans la direction (a) de coupe et (b) axiale ($V_c = 150$ m/min, $f = 0,15$ mm/tour, $a_p = 1$ mm)	121
Figure 3-46 : Etude de l'effet de la modélisation sur la déformation plastique.....	122
Figure 3-47 : Etat de contraintes résiduelles dans la direction (a) de coupe et (b) axiale obtenues par la modélisation mixte 3D	123
Figure 3-48 : Evolution des contraintes résiduelles axiales et tangentielles obtenues par simulation et mesurées expérimentalement pour $V_c = 150$ m/min, $a_p = 1$ mm, vitesse d'avance: (a) $f = 0,15$ mm/tr; (b) $f = 0,1$ mm/tr et (c) $f = 0,05$ mm/tr	124
Figure 3-49 : Modélisation 3D du procédé de tournage-galetage combiné se basant sur l'application des chargements équivalents.....	125
Figure 3-50 : Visualisation de l'état des contraintes résiduelles obtenu par le modèle mixte 3D de tournage-galetage combiné.	126
Figure 3-51 : Evolution des contraintes résiduelles axiales et dans la direction de galetage prédites par les simulations et mesurées expérimentalement pour $a_p = 1$ mm, $f = 0.05$ mm/tr : (a) $F_{galetage} = 100$ N, $V_C = 100$ m/min; (b) $F_{galetage} = 100$ N, $V_C = 150$ m/min; (c) $F_{galetage} = 200$ N, $V_C = 100$ m/min	127
Figure 3-52 : Comparaison de la déformation plastique équivalente prédite par les modèles mixte 2D et 3D	128

Liste des tableaux

Tableau 1.1: Classifications des procédés de fabrications et de finitions en fonction de leurs impacts physiques	6
Tableau 1.2 : bilan des paramètres influents sur les contraintes résiduelles (Cohen, 2009).	10
Tableau 1.3 : Récapitulatif des intégrités de surfaces obtenues en fonction des procédés de fabrications et de traitements.....	25
Tableau 2.1 : Propriétés de matériaux de l'acier 100 Cr 6.	50
Tableau 2.2 : Propriétés de l'outil de coupe (Jianxin, et al., 2008).....	51
Tableau 2.3: Propriétés de l'acier 42 Cr Mo 4 (Germain, 2006).	51
Tableau 2.4: Affectation des niveaux aux facteurs.	54
Tableau 2.5: Sorties mesurées pour le procédé CoTuB basé sur le plan d'expérience de Taguchi (L27 standard).....	55
Tableau 2.6: Plan d'expérience et résultats du rapport signal / bruit (S/B) pour les différentes sorties.	58
Tableau 2.7: Résultats de l'analyse de variance pour Ra.	68
Tableau 2.8: Résultats de l'analyse de la variance pour les contraintes résiduelles dans la direction d'avance σ_{yy}	69
Tableau 2.9: Résultats de l'analyse de la variance pour les contraintes résiduelles dans la direction de galetage σ_{xx}	69
Tableau 2.10: Résultats de l'analyse de la variance pour la micro-dureté.	70
Tableau 3.1 : Propriétés des matériaux et conditions de coupe (Salvatore, et al., 2012).....	82
Tableau 3.2 : Paramètres d'endommagement de la loi de Johnson Cook pour l'acier 42CrMo4, (Pantalé, et al., 2004).	84

Introduction générale

Les procédés de fabrication par enlèvement de matière sont incontournables pour obtenir des pièces aussi simples que complexes répondant aux conditions fonctionnelles imposées par les dessins de définition émanant des bureaux d'études tels que la qualité des côtes, les spécifications géométriques, un bon état de surface, une dureté très importante et des contraintes résiduelles en compression. L'amélioration des procédés d'usinages traditionnels reste toujours un axe d'actualité et un axe de recherche captivant et attirant pour les chercheurs, malgré l'apparition de nouveaux procédés de fabrication tel que l'UGV et la fabrication additive.

La surface réalisée par chariotage d'une pièce de révolution, montre des préjudices résiduels dus au processus d'usinage, qui génère un échauffement au voisinage de la surface fraîchement réalisée. Des contraintes résiduelles de traction sur la couche superficielle apparaissent souvent. Cette distribution de contrainte est néfaste et affecte directement la durée de vie de la surface fonctionnelle et donc de la pièce.

L'impact économique des coûts de fabrication et les exigences techniques sur les propriétés mécaniques du produit final imposent une nouvelle conception des outils de fabrication. Cela conduit à une diminution des coûts de production (gain en temps technologique) et permet d'élaborer une pièce finie avec une meilleure intégrité de surface. Un outil combiné Usinage-Galetage, spécialement conçu et créé pour cette étude afin d'aboutir à ce résultat. Cet outil vise à améliorer les trois critères Coût, Délais et Qualité. L'outil est original car il permet au cours d'une même opération, d'usiner par tournage puis de galetter par une bille la surface fonctionnelle. Les résultats sont l'atténuation des pics de rugosité induits par le tournage et la genèse de contraintes résiduelles de compression au niveau de la couche superficielle.

La compréhension des phénomènes physiques mis en jeu pour tout procédé est primordiale afin d'optimiser les paramètres opératoires et d'améliorer l'intégrité de surface. La modélisation et les simulations numériques par Elément Finis (E.F) de ce nouveau procédé ont pour intérêt de donner une meilleure compréhension fondamentale des phénomènes complexes amorcés. En effet, elles apportent des résultats sur les grandeurs physiques tels les efforts, les températures, les contraintes résiduelles et les déformations plastiques, entre autres. Ce type de modélisation conduit également à une réduction dans le futur du nombre d'essais expérimentaux, fastidieux mais également très coûteux. Néanmoins, les expérimentations dans cette étude restent nécessaires et incontournables pour valider les modèles par une confrontation des résultats d'essai à ceux des simulations numériques.

C'est dans ce contexte que s'inscrit ce travail de thèse réalisé en collaboration entre le Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes (LTDS) de l'ENI de Saint-Etienne et le Laboratoire de Génie Mécanique (LGM) de l'ENI de Monastir. Les travaux réalisés dans cette thèse visent à la modélisation, en vue d'une optimisation des paramètres opératoires, dans le cadre du procédé original et novateur « usinage-galetage combiné » pour des surfaces de révolution. Cette modélisation intègre les aspects géométriques et mécaniques de tournage et le traitement mécanique par le galetage à bille. Les travaux antérieurs des deux laboratoires ont permis de modéliser séparément les deux procédés, tournage et galetage, tant au niveau des lois de contact et les aspects tribologiques outil-matière-copeaux, qu'au niveau des démarches de modélisation par E.F. et des difficultés numériques associées. Le travail dans le cadre de cette thèse porte essentiellement sur la caractérisation de l'intégrité de surface des pièces obtenues par le biais de cet outil permettant la réalisation des deux opérations tournage et galetage simultanément. La modélisation par E.F, en 2D et en 3D, du procédé combiné est aussi une approche novatrice dans ce travail. Les caractérisations ont eu lieu sur un acier 42CrMo4 (AISI4140).

Pour atteindre les principaux objectifs recherchés dans cette thèse, des expérimentations puis des modélisations et des simulations numériques ont été menées conjointement suite à une étude critique de l'état de l'art. Le présent manuscrit de thèse est, de ce fait, organisé en trois chapitres étayés par une introduction générale et finissant par les conclusions et perspectives.

Le premier chapitre est une revue de l'état des connaissances sur les procédés d'usinage et de galetage séparément. Un regard particulier a été porté sur les conséquences induites par ces derniers sur l'intégrité de surface. Ainsi, ce chapitre fait le point sur les études antérieures effectuées sur des procédés de tournage, sur divers procédés mécaniques de finitions et/ou de traitement mécanique de surface, et sur les modifications physico-chimiques engendrées au niveau de la couche superficielle.

Dans le second chapitre, une présentation du nouvel outil combiné « usinage-galetage » est dans un premier temps effectuée. Par suite, une description de la démarche expérimentale sous la forme d'une planification expérimentale est faite. Puis viendra une analyse des principales observations et des résultats.

Le troisième chapitre est dédié à la démarche de modélisation et de simulations numériques thermomécaniques par EF. Plusieurs modélisations du tournage-galetage combiné, en 2D et en 3D, tenant compte de la configuration cinématique du procédé, de la géométrie de l'outil de coupe et de la bille de galetage sont présentées ainsi que les simulations numériques Explicite et Implicite réalisées à l'aide du logiciel ABAQUS®. Le dernier modèle proposé est exclusivement destiné à

simuler les conséquences induites sur la surface finie en s'affranchissant de la simulation de la formation du copeau. En effet, l'action de l'outil sur la pièce est modélisée par un chargement thermomécanique équivalent, suivi du galetage par une bille rigide. Tout l'art de cette technique réside dans la détermination des chargements tant d'un point de vue qualitatif que quantitatif. Les résultats des simulations numériques sont confrontés aux résultats expérimentaux émanant du chapitre précédent.

Le présent document de thèse est clôturé par une conclusion retraçant les principaux résultats et les interprétations physiques associées. Par ailleurs, il est mentionné bon nombre de perspectives ou de verrous scientifiques qu'il est nécessaire de lever et qui feront l'objet de travaux futurs.

1. Bibliographie - Impact des procédés de fabrications sur l'intégrité de surface

1. 1. Introduction

Afin de garantir la tenue dans le temps d'une pièce mécanique dans son environnement de fonctionnement, il est important de caractériser l'impact du procédé d'usinage ou de finition ou d'une succession de procédés sur l'intégrité de surface. Ce chapitre fait une revue sur l'ensemble des travaux menés sur les modifications engendrées au niveau de la couche superficielle en surface de pièces en aciers pour le cas de tournage et divers procédés de finitions.

Dans le cadre de ce travail de thèse l'opération de tournage est indispensable pour donner à la pièce sa forme macro géométrique finale. Les procédés de finitions vont être distingués en fonction de leurs impacts sur l'intégrité de surface. Cette notion d'impact sur l'intégrité de surface n'est pas introduite pour étudier le procédé de mise en œuvre ou de finition, mais plutôt elle consiste à étudier l'énergie transmise à la pièce sous forme mécanique, thermique, ou physico-chimique,...

1. 2. Intégrité de surface

L'intégrité de surface concerne l'interface entre la pièce et son environnement. En 1964, la première définition donnée est : « *il s'agit des caractéristiques intrinsèques ou améliorées d'une surface obtenue par usinage ou un autre procédé de mise en forme* » (Field & Kahles, 1964). Cette surface est distinguée par plusieurs paramètres caractéristiques qui se manifeste principalement par :

- Caractéristiques topographiques (rugosité, géométrie, ...);
- Caractéristiques mécaniques (concentration de contraintes, contraintes résiduelles, micro-dureté, ...);
- Caractéristiques métallurgiques (changement de phases, tailles de grains,...);
- Caractéristiques chimiques (Changement de composition chimique en surface, ...);

Ces spécifications ne sont pas exhaustives, car c'est en fonction de l'utilisation de la pièce que d'autres exigences peuvent être exprimées.

Une définition plus récente de l'intégrité de surface (Brinksmeier, et al., 2004) reprend l'ensemble des quatre facteurs précédemment cités. Des caractérisations fines de chaque caractéristique, par des analyses multiéchelles et multiphysiques aux moyens d'interféromètre, de microscope

électronique à balayage équipé d'une sonde EBSD, entre autres, montrent l'ampleur des modifications de surface dues aux procédés de mises en forme par enlèvement de matière.

Durant cette étude, la surface sera considérée comme un volume de matière (Figure 1-1) dont les propriétés ont été modifiées par le passage d'un procédé de façonnage ou un procédé de finition.

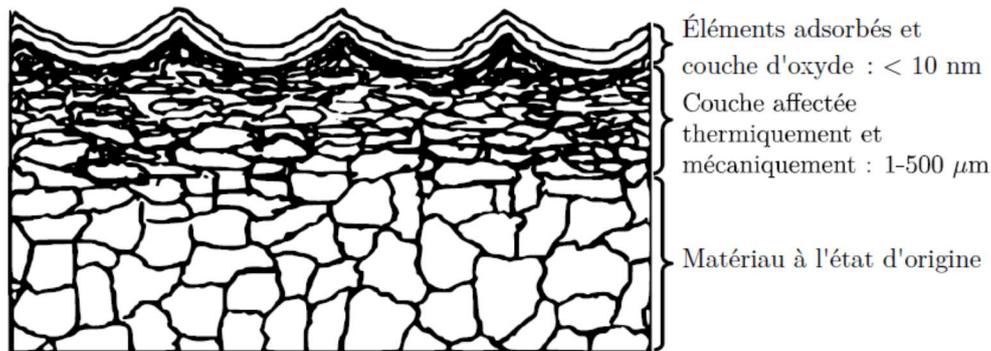


Figure 1-1 : Les couches affectées lors d'une opération d'usinage (Brinksmeier, et al., 2004).

1. 3. Impact des procédés de façonnage et des procédés de finition

L'objectif d'un procédé de mise en œuvre par enlèvement de matière est de donner une forme macro-géométrique à la pièce. L'impact thermomécanique sur la surface usinée est important selon les techniques employées. Les procédés de finition (ou de traitement de surface) sont dans la majorité des cas indispensables afin de conférer des caractéristiques au niveau de la couche superficielle devant améliorer l'intégrité de la surface (Schulze, 2002) ; (Altenberger, 2005) ; (Barge, 2005). L'intégrité de surface issue de cette succession de procédés est la conséquence des chargements thermiques, mécaniques, conduisant à des changements physico-chimiques de la surface (Rech, et al., 2008).

En se basant sur des résultats des études effectuées précédemment, un classement non-exhaustif de procédés de mise en œuvre et de traitements de surface (finitions), en fonction de leurs impacts physiques sur la surface finale est proposé (Tableau 1.1).

Tableau 1.1: Classifications des procédés de fabrications et de finitions en fonction de leurs impacts physiques

	Type de Chargements		
Procédés incluant un chargement principal	<i>Mécanique</i>	<i>Thermique</i>	<i>Chimique</i>
	Galetage (Altenberger, 2005) Grenaillage (Schulze, 2002) Toilage (Rech, et al., 2008)	Traitement thermique	Electro-polissage Galvanisations
Procédés combinant plusieurs chargements	<i>Thermomécanique</i>	<i>Thermochimique</i>	<i>Mécanochimique</i>
	Tournage (Tonshoff, et al., 2000) Fraisage (Yousfi, 2015) Rectification (Youssef, 2012)	Cémentation	Polissage Mécano-Chimique
	<i>Mécano-thermo-chimique</i>		
	Polissage par friction		

Uniquement les conséquences induites sur l'intégrité de surface par les procédés impliquant des chargements thermomécaniques, et mécaniques pures sont étudiées. Dans ce qui suit, Il s'agit d'étudier l'impact de chaque procédé sur la rugosité, les contraintes résiduelles (en surface et en gradient), la micro-dureté et la microstructure obtenue. Le contexte du cahier des charges de cette thèse qui vise à définir un nouveau procédé adéquat, avec lequel il sera susceptible à la fois de façonner la pièce par une opération de tournage et de traiter mécaniquement la surface usinée par un procédé de traitement mécanique de surface. Il est donc tout à fait logique de s'intéresser à ces procédés séparément et à leurs conséquences induites sur l'intégrité de surface.

1. 3.1. Procédé impactant thermo-mécaniquement la surface : Tournage

Le tournage est un procédé de fabrication mécanique par enlèvement de matière mettant en jeu des outils à arête unique (Figure 1-2). La pièce est animée d'un mouvement de rotation représentant le mouvement principal du procédé conduisant à la coupe. Dans le cas d'une opération de

chariotage, l'outil de coupe se déplace parallèlement à l'axe de rotation de la pièce. Le but de cette opération est de réduire le diamètre de la pièce. Durant cette phase, trois paramètres régissant le procédé de tournage sont contrôlés :

- La vitesse de coupe V_C (m/min), qui correspond aussi à la vitesse d'écoulement de la matière au moment de la coupe. L'opérateur choisit cette vitesse en fonction du matériau de la pièce et de l'outil, de la lubrification, de la nature de l'opération...
- L'avance par tour f (mm/tr) est la valeur du déplacement de l'outil, lorsque la pièce effectue une rotation. L'avance représente une variable clé pour la qualité de la surface usinée. Elle influence non seulement sur l'épaisseur des copeaux, mais aussi sur la façon dont ils se brisent ;
- En chariotage, la profondeur de passe a_p (mm) est la différence de rayon entre la surface non usinée et la surface usinée. La profondeur de passe est toujours mesurée perpendiculairement à la direction de l'avance.

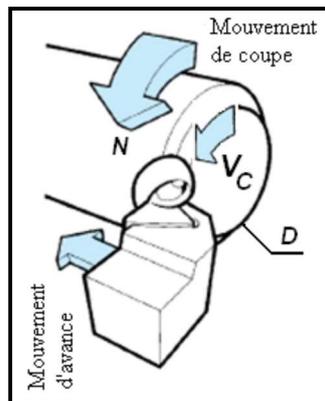


Figure 1-2 : principe de tournage avec un outil à arête unique (Passeron, 2010)

C'est en fonction de ces paramètres régissant l'opération d'usinage que va dépendre la topographie de la surface usinée et l'accentuation des phénomènes mécaniques et thermiques subis par la surface qui vont donner à la pièce ses caractéristiques finales. Ces phénomènes thermomécaniques naissent principalement au niveau des trois zones de cisaillement (Figure 1-3) qui apparaissent lors d'une opération d'usinage et qui sont situées à l'interface outil-pièce, outil-copeau :

- Zone de cisaillement primaire (Zone 1) : zone de création du copeau où un changement de direction d'écoulement de la matière est observé ;
- Zone de cisaillement secondaire (Zone 2) : zone de contact entre l'outil et le copeau. Des frottements intenses dans des conditions de pression extrêmes s'y opèrent ;
- Zone de cisaillement tertiaire (Zone 3) : zone de contact entre l'outil et la pièce. Le frottement lié à ce contact confère à la surface réalisée la micro-géométrie finale.

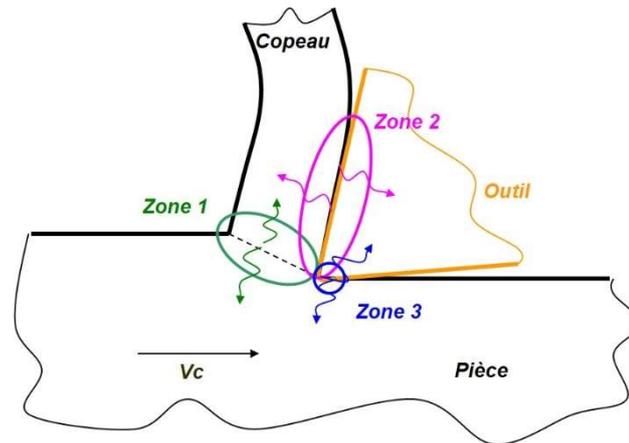


Figure 1-3 : Zones de cisaillements présents lors de la coupe

Dans la littérature plusieurs travaux de recherche se sont focalisés sur la définition de ces zones (Rech, et al., 2005), (Cohen, et al., 2012) ainsi que sur les ordres de grandeur des phénomènes thermomécaniques présents dans ces zones (Buryta, et al., 1994) ; (Poulachon, 1999) ; (Courbon, 2011) qui se traduisent par :

- déformations ϵ pouvant atteindre 600 % dans les zones les plus touchées,
- vitesses de déformation $\dot{\epsilon}$ de l'ordre de 10^4 /s,
- valeurs de pressions pouvant aboutir jusqu'à 4 GPa,
- températures allant de 400 jusqu'à 1200 °C,
- cinétique thermique de l'ordre de 10^6 °C/s.

1. 3.1.1. Impact des procédés thermomécanique sur les contraintes résiduelles

À partir de ces chargements thermomécaniques résultant d'une opération d'usinage un état final des contraintes résiduelles est obtenu. Le mécanisme de génération des contraintes résiduelles durant une opération de coupe est dû à un chargement purement mécanique et un chargement purement thermique (Rech, et al., 2008). Il est noté qu'un chargement purement mécanique produit des contraintes résiduelles de compression en surface, contrairement à un chargement purement thermique qui génère des contraintes résiduelles de traction en surface. Alors, l'état final des contraintes résiduelles issu d'une opération de tournage résulte de la superposition de ces deux phénomènes thermiques et mécaniques simultanément. Cependant, le profil final des contraintes résiduelles dépend de la dominance de chaque phénomène.

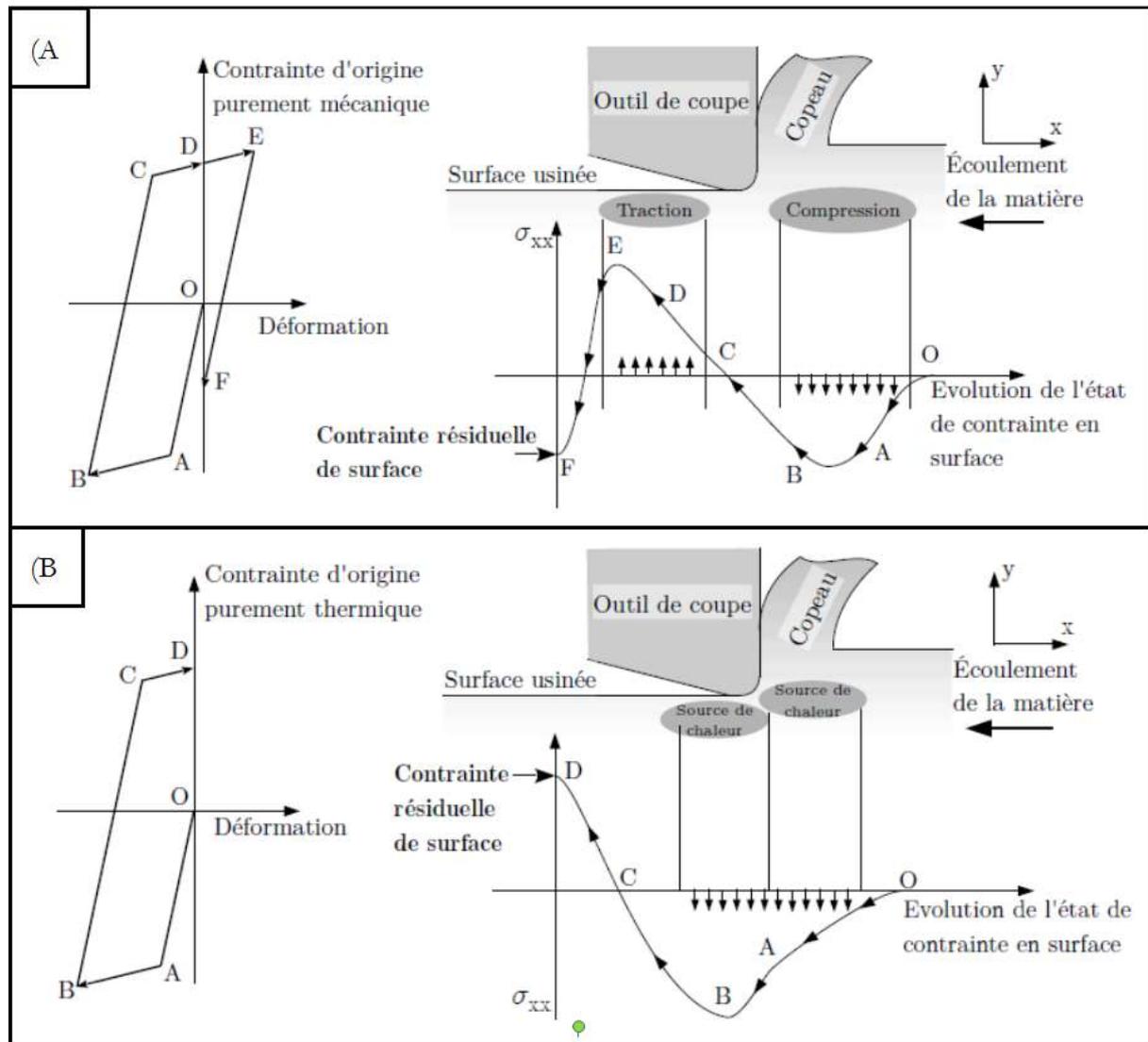


Figure 1-4 : Mécanisme de génération des contraintes résiduelles lors d'une opération d'usinage, (A) : Cas d'un chargement purement mécanique, (B) : Cas d'un chargement purement thermique (Rech, et al., 2008)

De nombreux auteurs se sont intéressés à l'influence de l'usinage sur le profil des contraintes résiduelles dans les aciers. Une première étude de (Zlatin & Field, 1973) montre qu'une opération d'ébauche en tournage produit des contraintes résiduelles de traction dans la couche usinée. Cette constatation a été confirmée par des travaux qui ont eu lieu ensuite [(Bouzid Saï, et al., 2001); (Chen, et al., 2005); (Cohen, 2009)]. Il est noté que les contraintes résiduelles issues d'une opération de tournage sont généralement de traction en extrême surface et sont suivies par une zone contenant un pic de compression en sous couche.

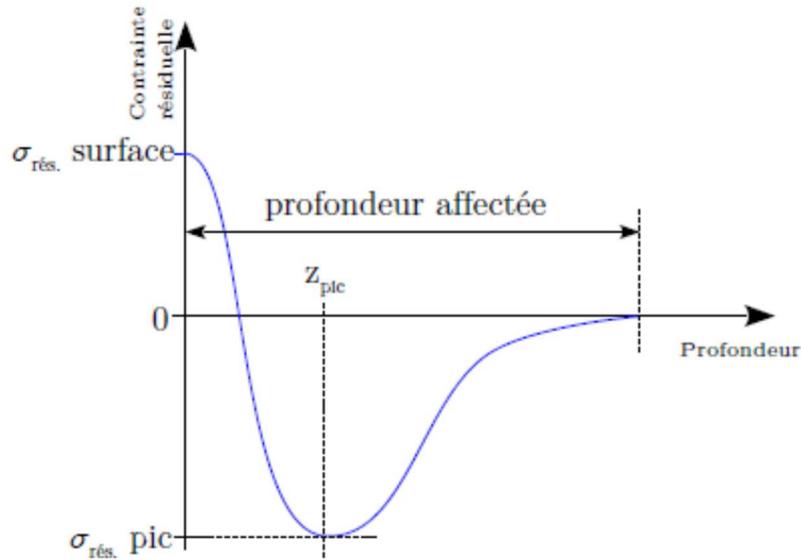


Figure 1-5 : schéma de profil des contraintes résiduelles obtenu après une opération de coupe

Ce profil des contraintes résiduelles (Figure 1-5) représente une forme type des profils obtenus après une opération de tournage, où uniquement l'allure varie d'une condition à une autre en fonction de la variation des paramètres de coupe.

Des travaux de recherches antérieurs se sont focalisés sur l'étude des paramètres influençant l'amplitude et l'allure du profil des contraintes résiduelles après tournage des aciers. En effet, (Cohen, 2009) étudie les effets thermiques et mécaniques lors du tournage à sec de deux types d'aciers, le C40 et le 42CrMo4. Dans une partie de sa thèse, il constate qu'il y a un effet important de la vitesse de coupe sur les contraintes résiduelles. À de faibles vitesses de coupe, elles sont en compression puis lorsque la vitesse de coupe augmente, elles tendent vers de la traction. L'avance par tour, quant à elle, a tendance à diminuer les contraintes résiduelles de compression quand elle augmente. Ce dernier a fait un bilan de l'influence des paramètres d'usinage sur les contraintes résiduelles en surface (Tableau 1.2) (Cohen, 2009).

Tableau 1.2 : bilan des paramètres influents sur les contraintes résiduelles (Cohen, 2009).

Critère	Lub	$\uparrow V_c$	Augf	Aug r	Revêtement	Aug ap
Nature des contraintes	-	+	+	+	-	+

(Arunachalam, et al., 2004) étudient l'intégrité de surface de l'Inconel 718 lors d'une opération de tournage à sec et lubrifié avec des outils revêtus. Ils observent que les contraintes résiduelles sont

sensibles aux paramètres géométriques de l'outil pour des conditions de coupe constantes ($V_c = 60$ m/min, $f = 0.1$ mm/tr et profondeur de passe $a_p = 0.5$ mm). L'outil ayant le rayon de bec le plus petit $R_\epsilon = 0.8$ mm a engendré des contraintes résiduelles de compression (à sec ou avec lubrification). Tandis que les outils avec un rayon de bec plus grand $R_\epsilon = 1.2$ et 1.6 mm ont engendrés des contraintes résiduelles de traction. Le phénomène qu'ils observent est probablement dû, selon eux, à l'augmentation de la surface de contact avec les outils ayant un rayon de bec plus grand. C'est-à-dire qu'il y a une zone de frottement plus grande qui va générer plus de chaleur, couplée à une faible conductivité thermique de l'Inconel 718, va entraîner une déformation plastique par effet thermique et donc engendrer des contraintes résiduelles de traction. Dans tous les cas étudiés, l'utilisation d'un liquide de refroidissement tend à réduire les contraintes résiduelles de traction car il y a réduction de l'accumulation de chaleur (Arunachalam, et al., 2004). D'autres études ont observé aussi ce phénomène (Bouzid Saï, et al., 2001) (Cohen, 2009).

(Outeiro, et al., 2008) étudient les contraintes résiduelles lors du tournage à sec de l'Inconel 718 et AISI 316L. Ils observent qu'avec un outil revêtu les contraintes résiduelles de traction en surface sont moins importantes que celles obtenues avec un outil non revêtu et constatent aussi que l'amplitude des contraintes résiduelles de compression est plus importante et que la profondeur affectée est plus grande (Figure 1-6) pour l'inconel 718.

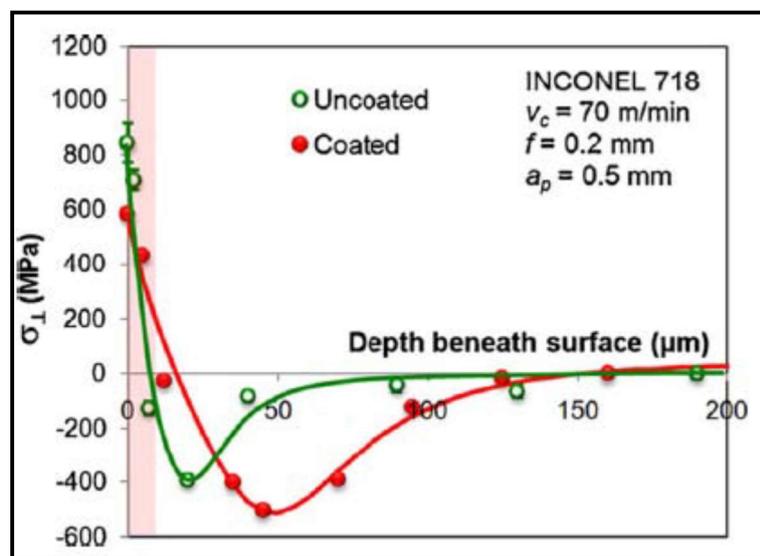


Figure 1-6 : Contraintes résiduelles du Inconel 718 après tournage ($V_c = 70$ m/min, $f = 0,2$ mm/tr et $a_p = 0.5$ mm (Outeiro, et al., 2008)

(Chen, et al., 2005) étudient l'effet de l'usure en dépouille et de la formation du copeau sur les contraintes résiduelles en coupe orthogonale du TA6V. Ils observent qu'avec l'augmentation de l'usure en dépouille, les contraintes résiduelles de surface sont en traction ce qui est dû, selon eux,

à l'augmentation de la température. L'amplitude des contraintes résiduelles de compression est plus faible et en profondeur elles tendent vers la traction (Figure 1-7).

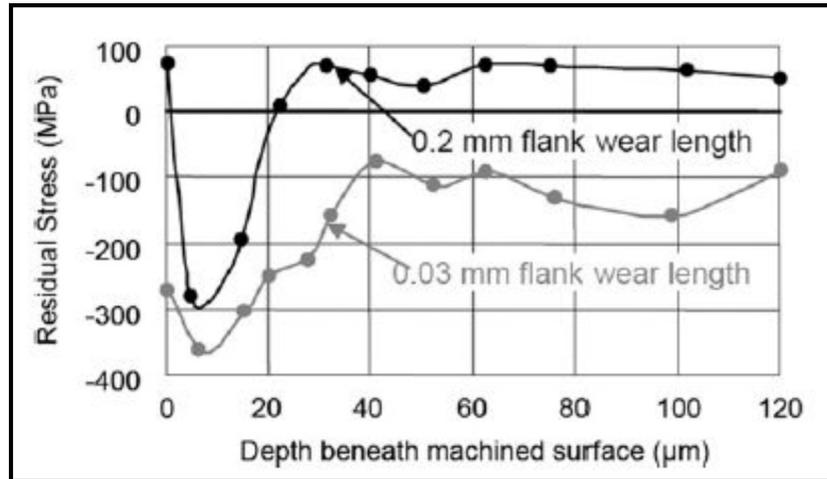


Figure 1-7 : Effet de l'usure en dépouille sur les contraintes résiduelles du TA6V ($V_c = 120\text{m/min}$, $f = 0.1\text{ mm/tr}$ et $a_p = 1\text{mm}$) (Chen, et al., 2005)

Synthèses :

Les contraintes résiduelles en surface ne semblent pas particulièrement sensibles à la vitesse de coupe qui diminue principalement l'amplitude du pic de compression et sa distance par rapport à la surface, également la valeur de l'avance joue un rôle sur la position du pic de compression. (Matsumoto, et al., 1999).

L'usure d'outil est un paramètre à ne pas négliger, il contribue à la génération des contraintes résiduelles. En effet, un outil usé engendre des contraintes résiduelles en traction plus importantes qu'un outil neuf. Cependant l'augmentation de l'usure en dépouille, produit des contraintes résiduelles en traction (Chen, et al., 2004).

1. 3.1.2. Impact des procédés thermomécanique sur la rugosité

Dans ce paragraphe, l'influence de l'usinage sur la rugosité de la surface usinée pour différents types de matériaux et plus particulièrement pour les aciers est étudiée.

(Ribeiro, et al., 2003) s'intéressent à l'optimisation du tournage du TA6V. Ils utilisent un outil carbure non revêtu. Ils observent notamment que la rugosité de la surface est influencée par la vitesse de coupe, elle diminue lorsque la vitesse de coupe augmente. Par exemple, la rugosité la moins critique est obtenue pour une vitesse de coupe de 90 m/min (Figure 1-8). Cette figure présente la rugosité de la surface usinée en fonction de la longueur de coupe L_c (en m), qui témoigne l'usure de l'outil. En revanche pour une vitesse de coupe de 110 m/min la rugosité augmente de manière importante ce qui est due à une usure prématurée et rapide de l'outil.

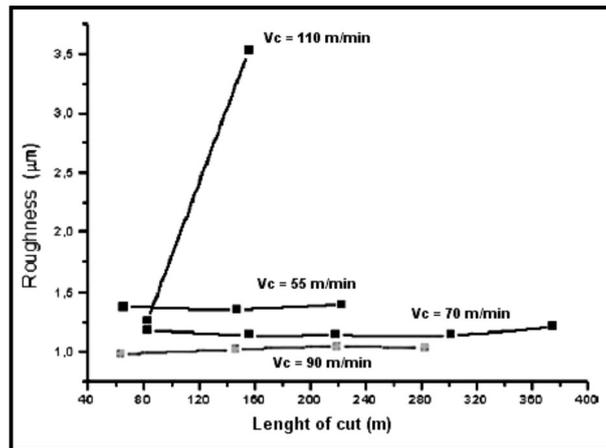


Figure 1-8 : rugosité de la surface usinée en fonction de la vitesse de coupe

(Ramesh, et al., 2008) ont mis en place un modèle d'intelligence artificielle « fuzzy modelling » permettant de prédire les effets des paramètres de tournage (vitesse de coupe, avance et profondeur de passe) sur l'usure de l'outil, la rugosité de la surface et la pression spécifique de coupe du 35CrMo4. Après avoir mis en place et validé le modèle, ils concluent que les paramètres de coupe étudiés ont une influence sur la rugosité de la surface usinée. Sur la Figure 1-9-a, la rugosité est améliorée quand la vitesse de coupe augmente mais ce n'est pas significatif. Ils l'expliquent par le fait, qu'à basse vitesse, il y a formation d'arête rapportée, alors qu'à haute vitesse, ce phénomène ne se produit pas, donnant donc un meilleur état de surface. On observe aussi sur la Figure 1-9-b, que la rugosité augmente quand l'avance augmente.

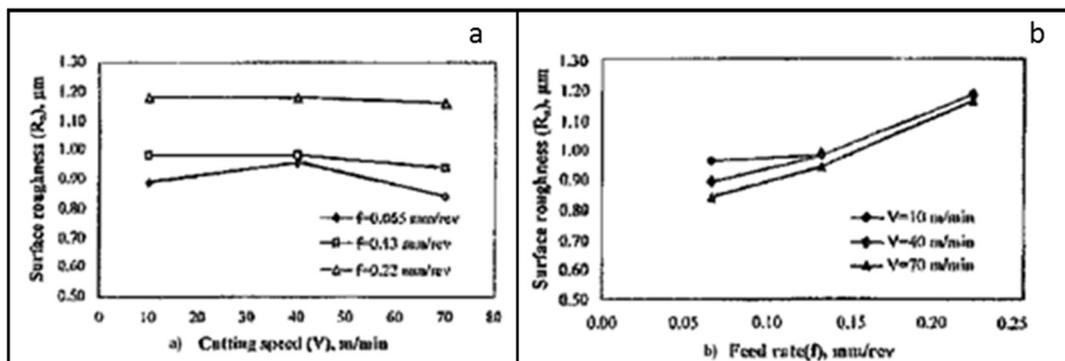


Figure 1-9 : effet de la vitesse de coupe et de l'avance sur la rugosité ($a_p=0.5\text{mm}$)

Synthèse :

De nombreuses études ont constaté, pour différents matériaux, que les conditions de coupe et particulièrement la vitesse de coupe et l'avance affectent la rugosité. L'utilisation d'une vitesse de coupe élevée permet d'améliorer la rugosité. Un autre facteur des conditions de coupe intervenant sur la rugosité, est l'avance. On observe qu'une augmentation de cette dernière entraîne une augmentation de la rugosité. L'usure d'outil peut aussi jouer un rôle sur la rugosité, notamment

l'usure en dépouille. Certaines études ont montré son aspect positif sur cette dernière en la diminuant. Le rayon de bec peut lui aussi impacter la rugosité. (Ramesh, et al., 2008); (Ribeiro, et al., 2003).

1. 3.2. Procédé impactant mécaniquement la surface

Les procédés de traitement mécanique de surface sont des procédés applicables aux matériaux présentant un comportement élasto-plastique. Parmi ces procédés, on peut citer le grenailage, le toilage, le brunissage et le galetage.

1. 3.2.1. Galetage

Le galetage est un procédé de traitement mécanique de surface qui met en évidence une déformation plastique superficielle à froid (Hamadache, et al., 2006); (EL-Tayeb & Purushothaman, 2011). Ce procédé conduit généralement à une surface caractérisée par une faible rugosité, un écrouissage des couches superficielles et des contraintes résiduelles de compression. De ce nouvel état découle une amélioration de la tenue en fatigue et une tenue à l'usure des couches superficielles (Srinivasa, 2008); (Chomienne, 2014).

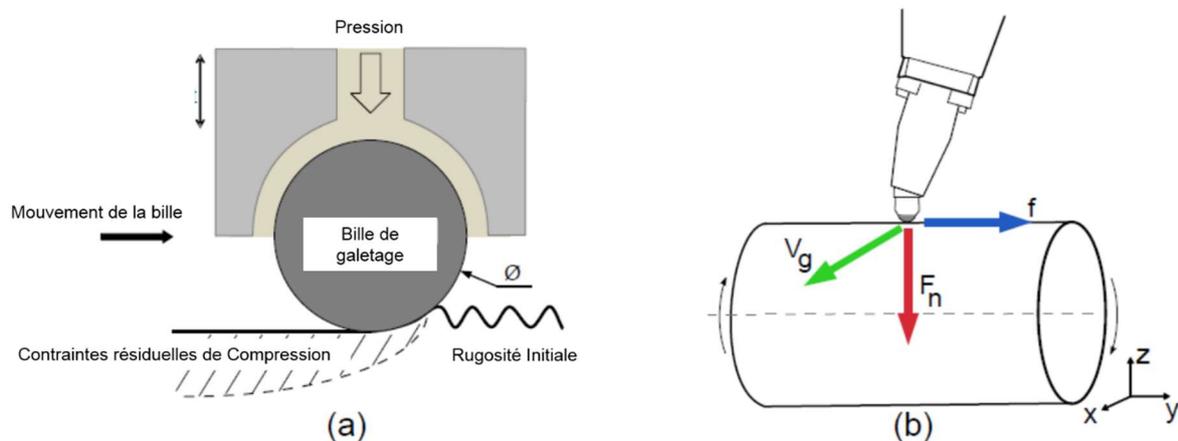


Figure 1-10 : (a) Principe du galetage ; (b) représentation des paramètres de galetage. (Chomienne, 2014)

Plusieurs travaux de recherches se sont focalisés sur l'étude des paramètres de galetage influençant la rugosité. (Loh & Tam, 1988) ont constaté que la pression de contact bille/surface et l'avance sont deux facteurs prédéterminant pour la génération du profil du rugosité.

(Bouid Sai & Triki, 2006) ont étudié l'effet de galetage par bille sur un acier duplex austénito-ferritique après une opération de chariotage. En mesurant les paramètres linéaires de rugosité tels que la rugosité arithmétique moyenne R_a et la rugosité totale R_t . Ils ont trouvé comme indiqué sur la Figure 1-11, que la rugosité diminue d'une façon remarquable après une opération de galetage.

$$R_{a_{initial}} = 0.687\mu m \rightarrow R_{a_{galetage}} = 0.160\mu m$$

$$R_{t_{initial}} = 3.36\mu m \rightarrow R_{t_{galetage}} = 1.57\mu m$$

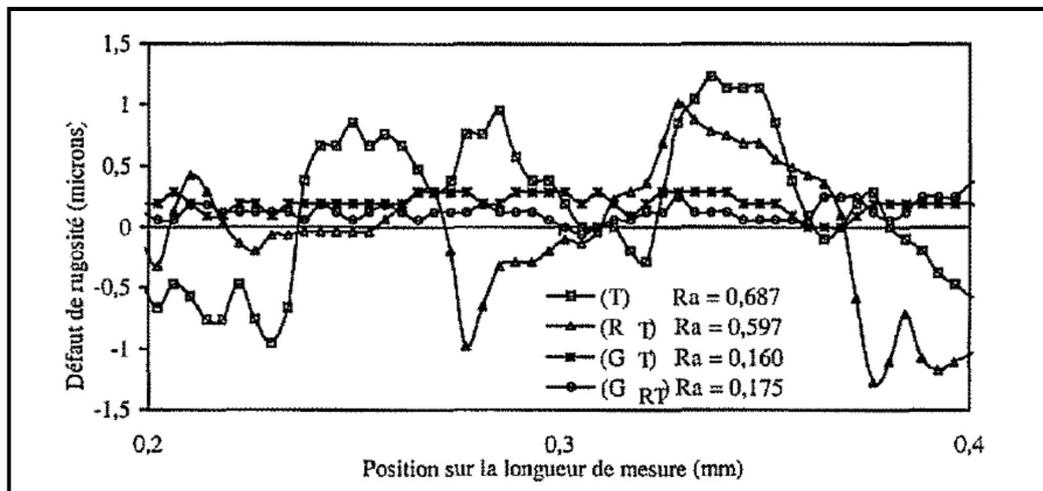


Figure 1-11 : Profil de rugosité pour les différents procédés mécaniques. (Bouzi Sai & Triki, 2006)

En comparaison avec d'autres procédés permettant la génération des surfaces en finition telle que la rectification, par exemple, le galetage offre une rugosité plus faible. Il permet de minimiser la hauteur entre les pics et les vallées. En effet, les pics s'écoulent dans les creux par l'action de la bille.

Synthèses :

Les valeurs de rugosité obtenues par galetage peuvent être comparables à celle obtenues par polissage, avec des valeurs de Rugosité arithmétique de quelques micromètres et parfois même du nanomètre dans des conditions opératoires optimales. En augmentant l'avance, des valeurs de rugosité supérieures à celles obtenues par tournage peuvent avoir lieu (Chomienne, 2014). L'augmentation de l'avance diminue le taux de recouvrement mais également le nombre de passages (Hamadache, et al., 2006).

1. 3.2.1.1. Influence du galetage sur les contraintes résiduelles

De nombreuses études de recherche montrent que le procédé de galetage est à l'origine des contraintes résiduelles de compression. Il permet de passer de contraintes résiduelles de traction à des contraintes résiduelles de compression.

(Bouzi Sai & Triki, 2006), analysent l'évolution des contraintes résiduelles dans la direction de l'avance pour différents procédés d'usinage et de finitions en fonction de la couche affectée. Le tournage et la rectification génèrent des contraintes résiduelles de traction en surface à des niveaux différents, tandis que le galetage conduit à des contraintes de compression.

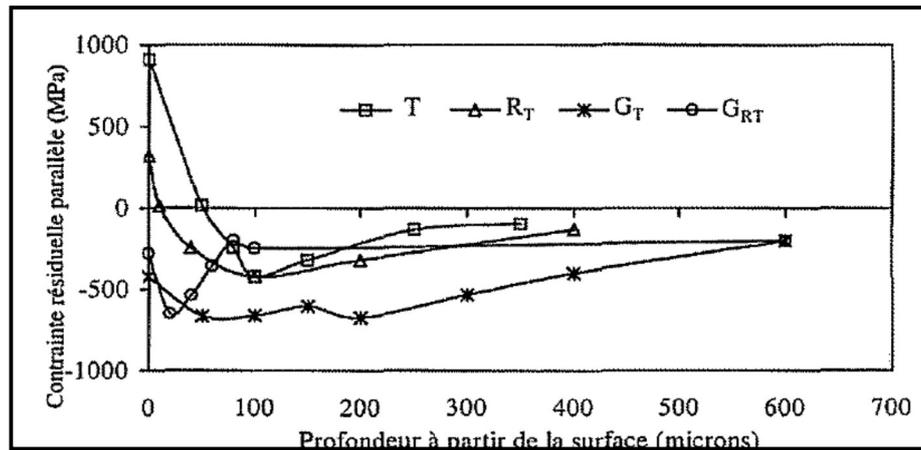


Figure 1-12 : Evolution des contraintes résiduelles en fonction de la profondeur de la pièce (Bouziid Sai & Triki, 2006)

(Gharbi, et al., 2011) ont étudié la distribution des contraintes résiduelles de compressions par un procédé de galetage par bille sur des surfaces planes, d'une pièce en aluminium. Il a été observé que les contraintes résiduelles de compression sont faibles avec des valeurs comprises entre 0 et -45 MPa (Figure 1-13). Il a été observé aussi que dans la direction des avances, l'amplitude de la charge normale de galetage a une influence sur la profondeur affectée (correspondant à la valeur optimale de la contrainte résiduelle σ_{xx}), quand la valeur de la charge normale augmente de 100 à 200 N pour un même diamètre de bille (10 mm), la profondeur affectée augmente de 40 à 110 μm , respectivement, pour une valeur optimale de σ_{xx} de -30 et de -45 MPa, à 110 μm . Par ailleurs, la valeur optimale de la contrainte résiduelle σ_{yy} est égale à -30 MPa.

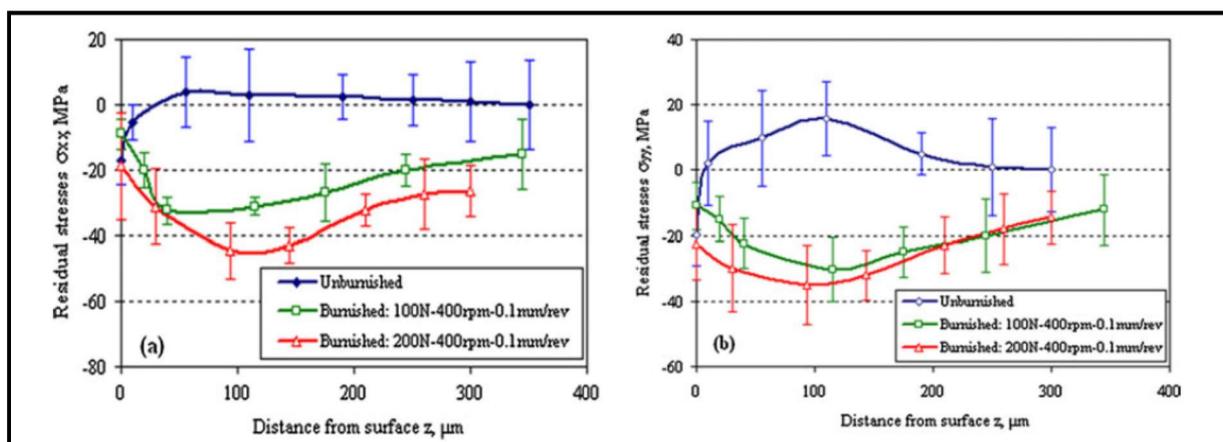


Figure 1-13 : Distribution des contraintes résiduelles : dans la direction des avances σ_{xx} et dans la direction perpendiculaire à l'avance σ_{yy} . (Gharbi, et al., 2011)

Les Contraintes résiduelles de compression induites au niveau de la couche superficielle grâce au galetage est en conformité avec la théorie de Hertz, une augmentation de l'effort de galetage entraîne une augmentation de l'écaillage de la surface (Altenberger, 2005).

D'après (Altenberger, 2005) un phénomène de saturation apparaît à partir d'une certaine valeur d'effort montrant que l'amplitude de contrainte de compression au niveau de la surface extérieure n'augmente plus, mais que le pic de compression se déplace plus en sous couche à raison que l'effort augmente. Un effort important peut générer des contraintes résiduelles de traction en surface (Figure 1-14).

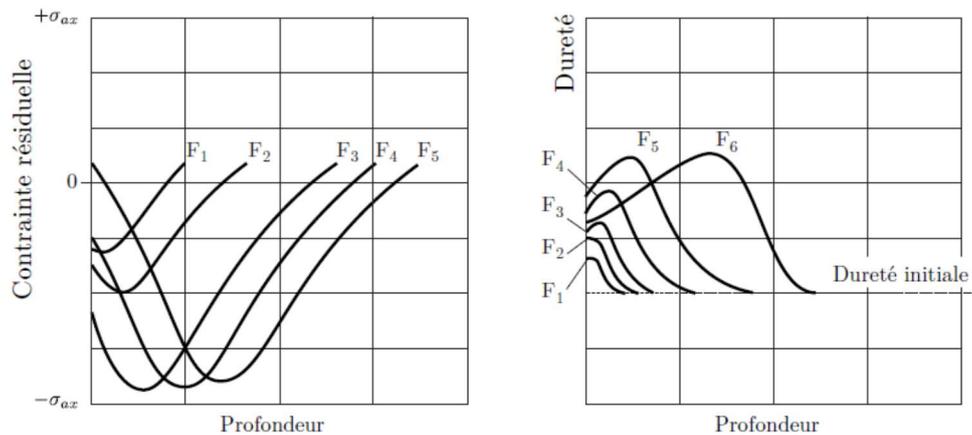


Figure 1-14 : Schématisation du profil de galetage (Altenberger, 2005)

Synthèses :

Une opération de galetage peut modifier le profil des contraintes résiduelles en surface comme en sous couche en optimisant les conditions de traitement.

1. 3.2.1.2. Influence du galetage sur la microstructure

(Gharbi, et al., 2011) ont travaillé sur l'effet d'un procédé de galetage sur la qualité de surface et les propriétés de la microstructure de l'acier AISI 1010. Ils montrent que la dureté de surface augmente avec l'augmentation de la force de galetage et le nombre de passe effectué par l'outil (Figure 1-15-a). De plus, la vitesse de rotation ainsi que l'avance semblent affecter la dureté de surface (Figure 1-15-b).

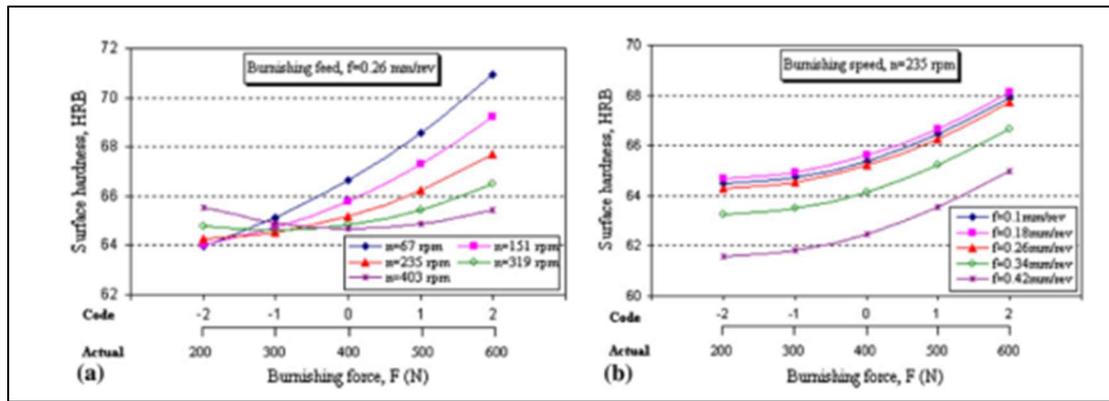


Figure 1-15 : Effet de la force de galetage sur la dureté de surface: (a) pour différentes vitesses de rotation (tr/min) et (b) pour des avances (mm/tr) différentes (Gharbi, et al., 2011)

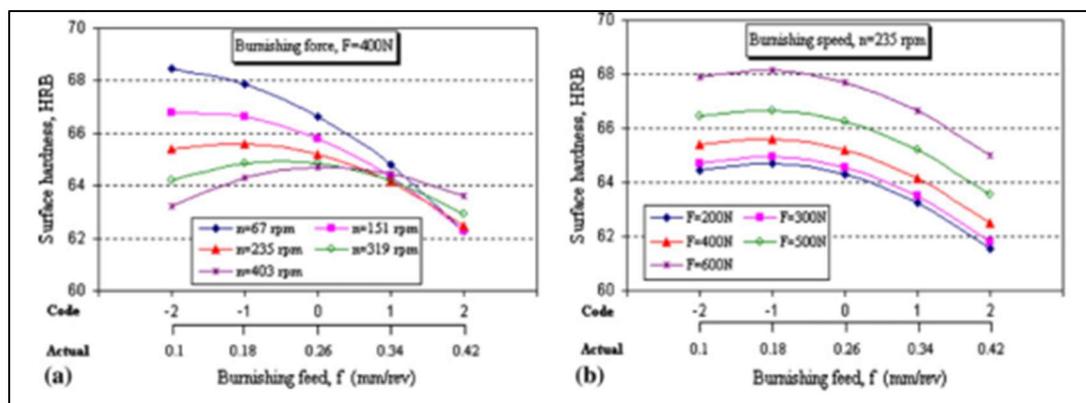


Figure 1-16: Effet de l'avance de la bille de galetage sur la dureté de surface: (a) pour différentes vitesses de rotation (tr/min) et (b) pour des forces de galetage (N) différentes (Gharbi, et al., 2011)

(Hassan, 1997) a étudié l'effet de galetage par bille et par galet **sur la rugosité de surface ainsi que** sur la dureté sur des matériaux en alliage d'aluminium (Figure 1-16-a, Figure 1-16-b). Il montre que la dureté de surface du matériau augmente en augmentant la force de galetage et le nombre de passes.

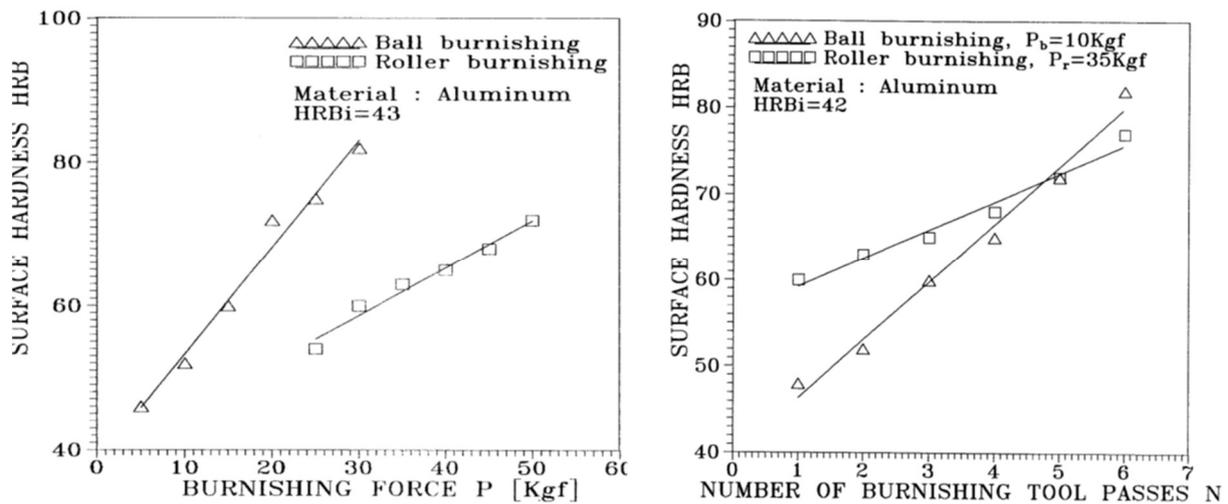


Figure 1-17 : (a) Effet de la force de galetage sur la dureté de l'aluminium ; (b) : Effet du nombre de passes de galetage sur la dureté de l'aluminium (Hassan, 1997)

(Shirsat & Ahuja, 2004) ont travaillé sur une analyse paramétrique d'un procédé de tournage-Galetage combiné. Figure 1-18 montre que la micro dureté augmente avec l'augmentation de la force de galetage jusqu'à atteindre certain niveau puis décroît.

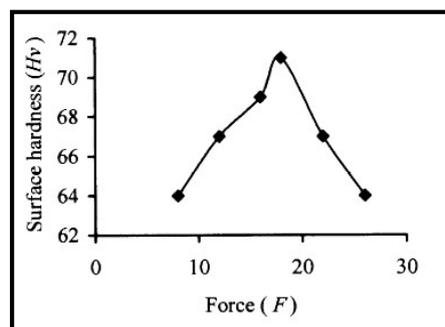


Figure 1-18 : Effet de la force de galetage (KgF) sur la micro dureté(HV) (Shirsat & Ahuja, 2004)

D'un point de vue microstructural, le procédé de galetage peut présenter des préjudices dans certaines conditions de mise en œuvre d'après quelques observations différentes transformations peuvent avoir lieu : Formation des cellules de distorsion pour les matériaux à structure C.C. comme le C45, ou des délaminations en sous couche. (Altenberger, et al., 1999); (Mezlini, et al., 2014).

Synthèses :

L'utilisation du galetage pour la finition des surfaces tournées permet non seulement d'obtenir des faibles rugosités, d'augmenter la micro-dureté, mais également de générer des contraintes résiduelles de compressions en surface et en sous couche et De ce fait, une amélioration des caractéristiques mécaniques, de la tenue en fatigue, de la tenue à l'usure, et de la tenue à la corrosion des couches superficielles est effective (Bouزيد Sai & Triki, 2006) (Chomienne, 2014).

1. 3.2.2. Grenailage

Le grenailage ou le « Shot Peening » est procédé de traitement mécanique de surface résultant de chocs successifs de billes (métallique, céramique, ...) projetées aléatoirement avec une force suffisamment importante pour déformer plastiquement la surface à traiter (Figure 1-19). Ce type de traitement est également utilisé pour introduire des contraintes résiduelles de compression au niveau de la couche superficielle et pour modifier les propriétés mécaniques de surface en termes de dureté.

Cette technique permet de conférer à la pièce une meilleure résistance à la fatigue et une certaine forme de résistance à la corrosion sous contrainte (Schulze, 2002).

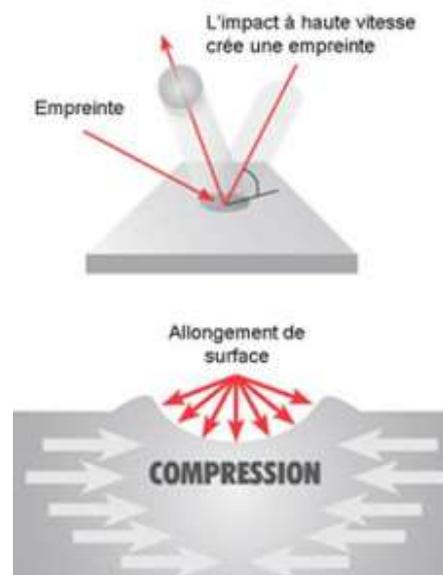


Figure 1-19 : Principe du grenailage

1. 3.2.3. Toilage

Le toilage est un procédé de superfinition généralement utilisé après une opération de tournage dur. Le principe de ce procédé de traitement à signature purement mécanique consiste à entraîner en translation une bande abrasive sur une surface à traiter animée par un mouvement de rotation.

La bande abrasive est plaquée au moyen un vérin contre la surface de la pièce cylindrique par l'intermédiaire d'un rouleau déformable actionnée (Figure 1-20).

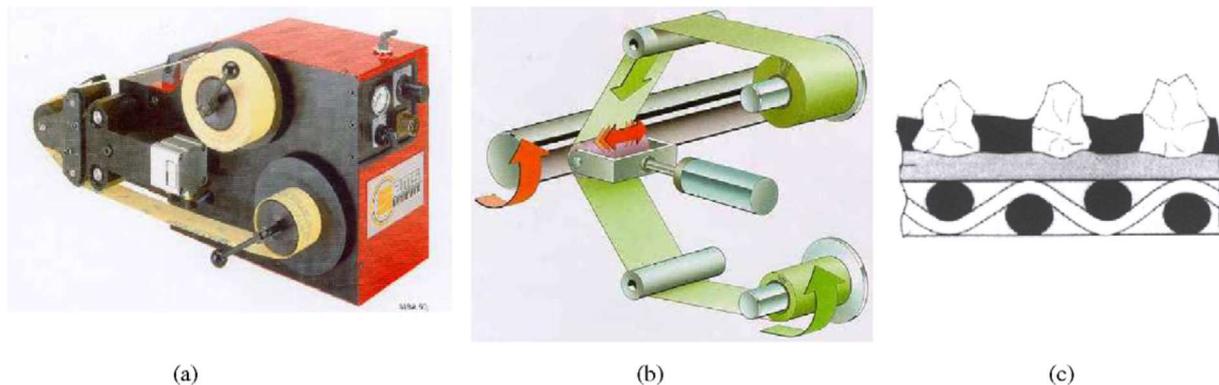


Figure 1-20 : Principe du toilage (khellouki, et al., 2007)

En effet, comme vu précédemment, une opération de tournage génère des surfaces plus ou moins rugueuses en fonction des conditions de coupe. Pour ce faire, (khellouki, et al., 2007) ont étudiés l'effet des paramètres gouvernant un procédé de toilage sur la rugosité de surface. Une caractérisation expérimentale a montré que la rugosité de surface est largement améliorée par rapport à celle obtenue par tournage dur (Figure 1-21). En effet, les pics de rugosité ont été totalement éliminés.

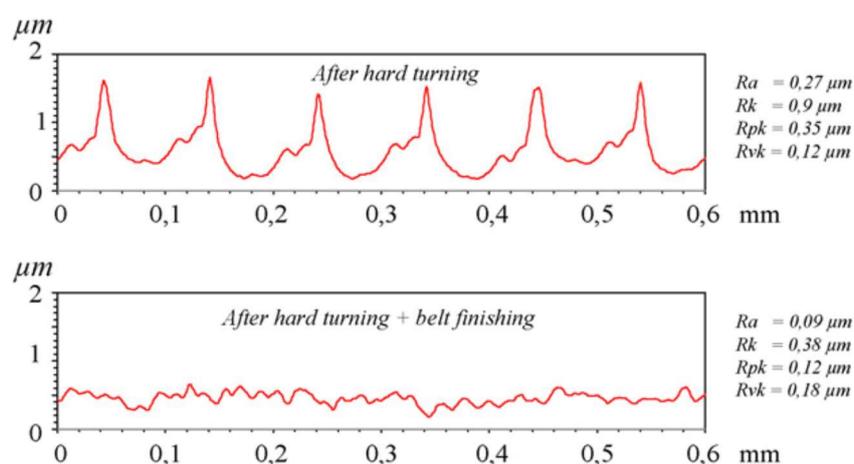


Figure 1-21 : Influence du toilage sur le profil de rugosité (khellouki, et al., 2007)

L'étude a révélé aussi qu'il existe un optimum de rugosité qui peut être atteint indépendamment de la force normale de toilage, de la dureté du rouleau et du temps du traitement pour des efforts

avoisinants les 500 N (Figure 1-22). Cependant, cette rugosité minimale dépend de la taille des grains présents sur la bande abrasive.

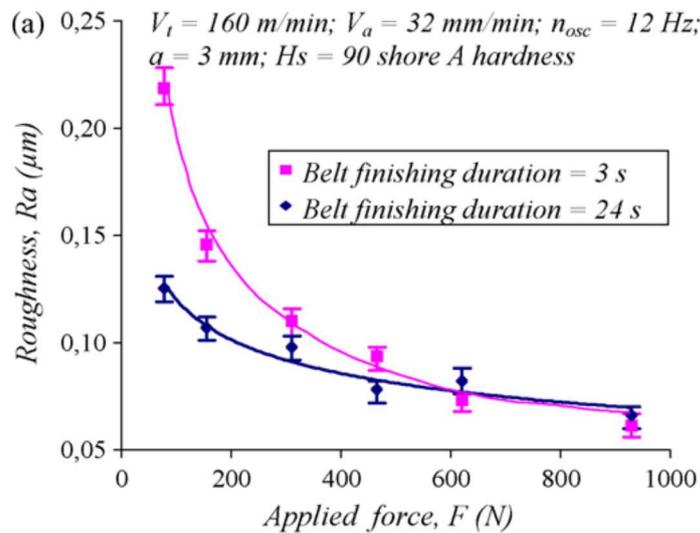


Figure 1-22 : Effet de la durée de l'opération de toilage et l'effort appliqué sur la rugosité (khellouki, et al., 2007) .

D'autre part, pour supprimer l'état des contraintes résiduelles de traction produites par l'opération de tournage au niveau de la couche superficielle qui sont néfastes à la durée de vie de la pièce durant son cycle de fonctionnement. Des travaux de caractérisations expérimentales sur un acier dur AISI 52100 effectués par (Rech, et al., 2008) ont révélés que le procédé de toilage supprime les contraintes résiduelles de traction et induit des contraintes résiduelles de compression pouvant atteindre une valeur moyenne de -800 MPa dans la direction des avances de la bande. Il est avéré que la profondeur affectée par le procédé peut atteindre jusqu'à 5 μm .

D'un point de vue microstructural, (Rech & Moisan, 2003) ont montré qu'une opération de toilage supprime la couche écrouie appelée aussi 'la couche blanche' générée lors d'une opération de coupe. Les observations MEB montre l'absence de la couche blanche par l'effet de traitement de toilage.

1. 3.3. Procédé impactant thermiquement la surface

Le principe du traitement thermique consiste à chauffer le matériau de la pièce pour atteindre des températures de transformation austénitique en surface ou à cœur. Au refroidissement la transformation martensitique se traduit par une augmentation de volume conduisant à des déformations plastiques et des contraintes résiduelles de compression avec une dureté bien plus élevée que le métal de base. Si la cinétique de refroidissement est importante ces contraintes résiduelles de compression dues à la transformation martensitique restent de compression. Pour des cinétiques plus lentes, les contraintes peuvent finalement être de traction.

Les traitements thermiques confèrent aux matériaux plusieurs propriétés mécaniques qu'il est possible de choisir à loisir : le traitement peut affecter l'ensemble de la pièce comme il peut être localisé dans des zones bien déterminé en fonction des intérêts, par exemple dans des zones où la pièce subit des sollicitations fortes lors de son fonctionnement ou dans des zones présentant un changement de section par exemple.

Une étude qui a été faite par (Grum, 2001) montre qu'en jouant sur les paramètres régissant le traitement thermique, il est possible d'obtenir différentes formes de gradient de contraintes résiduelles en maîtrisant à la fois la largeur du pic de compression et la profondeur affectée (Figure 1-23).

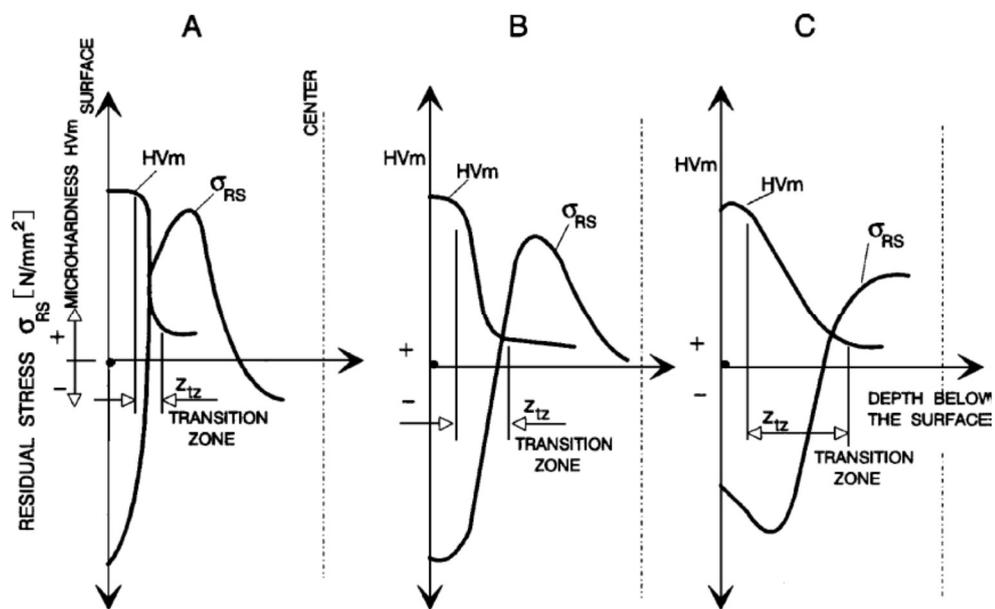


Figure 1-23 : Différents types de profils de duretés et de contraintes résiduelles obtenus après traitements thermiques

Ce travail de bibliographie permettra de sélectionner les procédés et les paramètres opératoires les plus adéquats afin de générer une intégrité de surface maîtrisée.

1. 4. Synthèse et choix (Validation) de procédé

Après une large revue bibliographique, cette partie est consacrée à la conception d'un outil permettant d'effectuer simultanément une opération d'usinage et une opération de traitement mécanique de surface par galetage.

Les résultats obtenus (Tableau 1.3), en termes d'intégrité de surface, pour différents procédés sont différents selon les chargements physiques imposés. Il s'avère par le biais de cette comparaison que

la maîtrise de l'intégrité de surface passe par la maîtrise de ces chargements et de leurs conséquences sur le matériau étudié.

Tableau 1.3 : Récapitulatif des intégrités de surfaces obtenues en fonction des procédés de fabrications et de traitements

		Procédés	Intégrité de surface			
Chargements	Thermomécanique		Rugosité	Contraintes résiduelles		Microstructure
				Etat des C.R	Profondeur affectée	
		Tournage	Dépend des conditions de coupe	Traction	0.1 – 0.2 mm	Écrouissage de la couche superficielle
	Thermique	Traitement Thermique	Médiocre	Compression	Dépend du type de traitement	Transformation de phase
	Mécanique	Galetage	Faible pour des grands diamètres de bille et pour des faibles avances	Compression	0.1 – 0.5 mm	Écrouissage de la couche superficielle
		Grenaillage	Elevé	Compression	0.1 -- 0.2 mm	Écrouissage de la couche superficielle
		Toilage	Faible	Compression	0.05 – 0.1 mm	Enlèvement de la couche blanche

Après usinage, les différents procédés de traitements de surface étudiés dans ce chapitre, montrent qu'il est possible de modifier l'intégrité de surface et éventuellement d'obtenir des contraintes

résiduelles de compression par une succession ou par une combinaison des opérations de traitement.

Dans cette étude c'est au procédé de tournage que l'attention sera portée. Ce procédé de fabrication permet le façonnage de pièces de révolution. Concernant les procédés de finition ou de traitement de surface, la rectification est très sensible aux variations de paramètres, et est plus délicate à mettre en œuvre pour la réalisation de formes complexes. Quant aux traitements thermiques, ils sont capables de modifier l'état des contraintes résiduelles pour obtenir de la compression en surface et éventuellement à cœur mais ces derniers détériorent la rugosité de surface. Des opérations de finition sont alors nécessaires après traitement. C'est ce qui fait que les procédés de traitements à signature purement thermique ne peuvent pas être les candidats retenus dans ce cas d'étude. Le procédé de toilage affecte uniquement l'extrême surface et présente l'avantage de supprimer la couche blanche très dure mais aussi très fragile. Le grenailage se présente parmi les meilleurs procédés de traitement de surface purement mécanique permettant d'introduire de la compression en surface et en sous couche. Ce pendant ce dernier a l'inconvénient de produire des surfaces avec des rugosités bien plus importantes que celle obtenue par tournage.

Finalement, le procédé de galetage représente la technique la plus adéquate vu ses avantages. En effet, sa facilité de mise en œuvre sur des machines à commande numérique et son faible encombrement sont des éléments non négligeables pour le combiner avec une opération de tournage. Le faible coût d'utilisation et de mise en œuvre est notable en comparaison à d'autres procédés de finition. Par ailleurs, il permet d'aboutir à des surfaces avec des qualités micro-géométriques exceptionnelles et peut respecter des tolérances très serrées. Néanmoins, pour des surfaces de forme complexe, la mise en place d'un procédé combiné tel l'usinage-galetage nécessite tout de même une réflexion approfondie.

1. 5. Méthodes numériques précédemment développées pour simuler le tournage et le galetage

Généralement dans la littérature, les travaux de recherche, en relation avec les procédés de fabrication, sont pour la plupart décrits par des modèles et des simulations numériques calés par des données expérimentales. Les résultats numériques, ainsi obtenus, sont alors comparables avec ceux issus de l'expérimental et sont exploités pour accroître la compréhension des phénomènes physiques mis en jeu par les procédés. En se limitant aux procédés de tournage et de galetage, qui

vont faire l'objet de cette étude, plusieurs modèles éléments finis ont été élaborés avec des approches et des modélisations différentes.

1. 5.1. Simulation du procédé de tournage

Bien que les opérations de tournage dans l'industrie se fassent en trois dimensions, la modélisation de la coupe se réduit à des approches 2D et 2D et demi de la coupe (Figure 1-24). Les premiers modèles de ce type ont été déployés pour obtenir l'obtention de formulation analytique de bon nombre de grandeurs physiques dans l'interface de coupe telles les efforts et les températures (MERCHANT, 1945) ; (Moufki, et al., 1998) ; (Mabrouki & Rigal, 2006); (Moufki, et al., 2000) ; (Salvatore, et al., 2012) ; (Salvatore, et al., 2013). La coupe orthogonale et la coupe oblique sont les modèles les plus utilisés pour comprendre ces phénomènes complexes. Ces modélisations sont largement utilisées par les scientifiques afin de simplifier la complexité des phénomènes physiques présents aux interfaces outil-pièce-copeau.

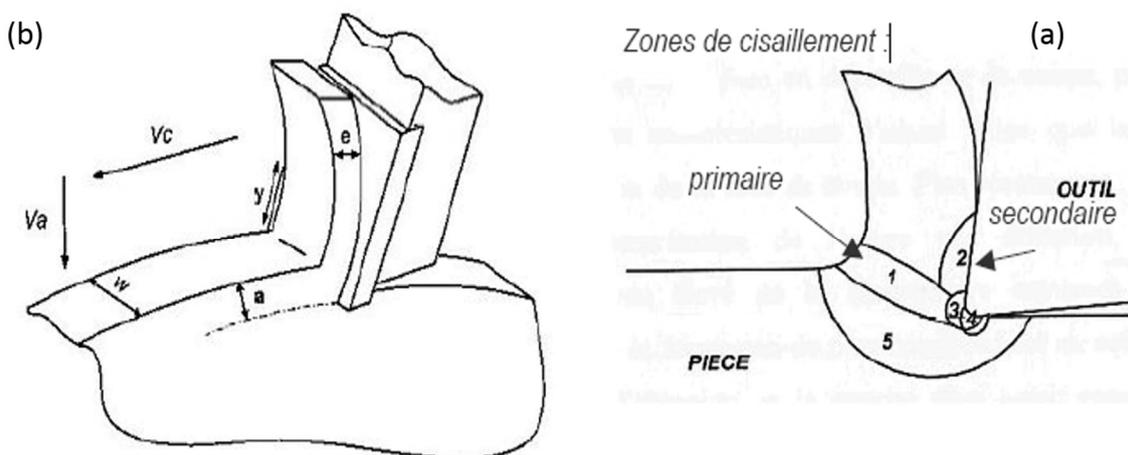


Figure 1-24 : (a) : Configuration et paramétrage de la coupe orthogonale 2D ; (b) : Configuration et paramétrage de coupe orthogonale 2D et demi

La modélisation de la coupe orthogonale se ramène à l'hypothèse de la déformation plane, ce qui fait que le problème passe d'une configuration 3D à une configuration 2D.

L'élaboration d'un modèle de coupe orthogonale qui reproduit fidèlement la réalité doit tenir compte des phénomènes physiques intervenant lors d'une opération d'usinage, à savoir les grandes déformations et grandes vitesses de déformation, les températures élevées, les sollicitations thermomécaniques, les transformations métallurgiques, entre autres.

Dans la littérature, plusieurs approches ont été développées permettant de décrire la physique d'enlèvement de matière. Ces approches s'articulent autour de trois processus importants qui consistent à :

- Définir l'échelle de la modélisation ;
- Choisir le domaine de la modélisation ;
- Choisir la méthode de la modélisation.

1. 5.1.1. Echelles de modélisation

Trois échelles de modélisation existent dans la bibliographie dont le choix dépend des objectifs à atteindre.

- Echelle macroscopique : représente le triplet pièce-outil-machine utilisé principalement pour modéliser le comportement dynamique d'un procédé d'usinage ;
- Echelle microscopique : représente l'interaction outil-matière. Elle étudie essentiellement les phénomènes métallurgiques et microstructuraux ;
- Echelle mésoscopique : c'est l'échelle la plus utilisée afin de modéliser la coupe. Cette échelle des interactions du triplet pièce-outil-copeau, étudie les chargements : thermiques (Température, flux thermique), thermomécaniques (effort, pression) et tribologiques (frottement, usure).

1. 5.1.2. Domaine de modélisation

Trois domaines de modélisation peuvent avoir lieu. On trouve :

- Le domaine statique : où la modélisation ne tient pas compte de la cinématique du procédé (accélération du système, position de l'outil, ...), ni du paramètre temporel ;
- Le domaine quasi-statique : la modélisation tient compte de l'aspect temporel, des efforts en émettant l'hypothèse que le système pièce-outil-machine est parfaitement rigide ;
- Le domaine dynamique : englobe tous les phénomènes physiques à savoir la cinématique de coupe, les phénomènes vibratoires du triplet pièce-outil-machine, et du paramètre temporel.

1. 5.1.3. Méthode de modélisation

Une opération d'usinage peut être modélisée par trois méthodes de modélisation :

- La modélisation analytique
- La modélisation empirique
- La modélisation numérique

C'est la méthode numérique qui va être déployée dans ce travail de thèse afin de modéliser les deux procédés de fabrication décrits dans les paragraphes précédents.

De nombreux modèles ont été établis ces dernières décennies en se basant sur des simulations mécaniques ou thermomécaniques. Et par la suite différentes approches décrivant le mouvement des corps en interaction peuvent être exploitées (Figure 1-25).

Approche Eulérienne

Elle suppose qu'il y a un écoulement de la matière à travers un maillage fixe. Ce type de formulation est bien adapté pour les très grandes vitesses de déformation comme en mécanique des fluides ou en simulation d'usinage en grandes vitesses de coupe. Dans ce dernier cas, le comportement du matériau est caractérisé par une loi viscoplastique. L'inconvénient majeur d'une telle approche réside dans la difficulté de traitement des surfaces libres du modèle ; la géométrie finale doit être connue à l'avance ou le modèle doit comporter un algorithme de réactualisation des surfaces libres au cours du calcul.

Approche Lagrangienne

Elle suppose que la matière est liée au maillage. Ce type de formulation utilisé en simulation numérique, peut causer de grandes distorsions tout en induisant des instabilités au niveau du maillage lorsqu'il s'agit d'éléments finis quadrangle à intégration réduite. Ces instabilités sont connues sous le nom de modes d'énergie nulle ou encore les modes de "Hourglass" (les modes « sablier ») (Barge, 2005).

Formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE)

Dans une tentative pour combiner les avantages des deux formulations lagrangienne et eulérienne, une approche mixte, connue sous le nom de Formulation Arbitrairement Lagrangienne-Eulérienne (ALE) a été proposée pour la modélisation de la coupe. La première étape suppose que la maille suit le flux de matière et donc un problème est résolu en formulation lagrangienne pour les déplacements. Par la suite, le système de référence est déplacé (le maillage est repositionné) et un problème d'advection est résolu (étape eulérienne) pour les vitesses. Malgré le fait que les méthodes ALE réduisent le problème de distorsion des éléments typiques aux approches lagrangiennes, un traitement numérique soigneux des termes d'advection est requis. Cependant, cette configuration ne représente pas la réalité vu qu'elle ne simule pas la physique. (Pantalé, et al., 2004) (Arrazola, et al., 2002)

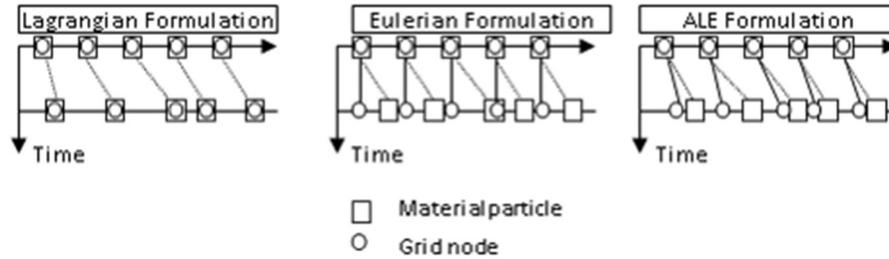


Figure 1-25 : Description des différentes approches de modélisations : Eulérienne, Lagrangienne, ALE

Donc tous les feux sont verts pour une formulation Lagrangienne pour décrire le procédé d'usinage.

1. 5.1.4. Loi de comportement

Durant ces dernières décennies les chercheurs ont recours à la fameuse loi de Johnson Cook (Johnson & Cook, 1983) pour modéliser le comportement du matériau en usinage. Elle permet de traduire un comportement thermo-viscoplastique et tient compte des effets d'écrouissage, de la vitesse de déformation et de la température pour des sollicitations dynamiques

La contrainte de Von Mises est donnée par l'équation suivante :

$$\bar{\sigma} = \underbrace{(A + B\bar{\epsilon}^n)}_{\text{Terme d'écrouissage}} \left[\underbrace{1 + C \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)}_{\text{Terme de viscosité}} \right] \left[\underbrace{1 - \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}\right)^m}_{\text{Terme d'adoucissement thermique}} \right] \quad (1.1)$$

Avec :

A : Limite élastique de la loi Johnson-Cook, (MPa) ;

B : Consistance de la loi Johnson-Cook, (MPa) ;

n : Coefficient d'écrouissage de la loi Johnson-Cook ;

C : Sensibilité à la vitesse de déformation ;

m : Coefficient de la dépendance à la température de la loi Johnson-Cook ;

ϵ : Déformation plastique équivalente ;

$\dot{\epsilon}$: Vitesse de déformation plastique (s^{-1}) ;

$\dot{\epsilon}_0$: Vitesse de déformation plastique de référence (s^{-1}).

1. 5.1.5. Critères de formation du copeau

Afin de simuler la formation des copeaux et l'enlèvement de matière, un modèle d'endommagement est nécessaire. La Figure 1-26 montre une réponse en contrainte-déformation uni-axiale d'un matériau ductile, afin d'illustrer l'état d'endommagement. En effet, la réponse du matériau ductile est initialement élastique linéaire (a-b), suivie par un domaine plastique avec écrouissage (b-c). Au-delà du point c, il y a une réduction marquée de la capacité de charge jusqu'à la rupture (c-d). La déformation au cours de cette dernière phase est localisée dans une zone de la striction de l'éprouvette. Le point c désigne l'état du matériau à l'apparition de l'endommagement, désigné sous le critère initiation de l'endommagement. Au-delà de ce point, la réponse en Contrainte-Déformation (c-d) est régie par l'évolution de la dégradation de la rigidité dans la zone de localisation de la déformation. Dans le cadre de la mécanique de l'endommagement, (c-d) peut être considérée comme la réponse dégradée de la courbe (c-d') que la matière aurait en l'absence d'endommagement. La formation du copeau, par le phénomène de rupture ductile, s'effectue en deux étapes. La première étape concerne l'initiation d'endommagement alors que la seconde concerne l'évolution de l'endommagement fondée sur l'approche énergie de rupture.

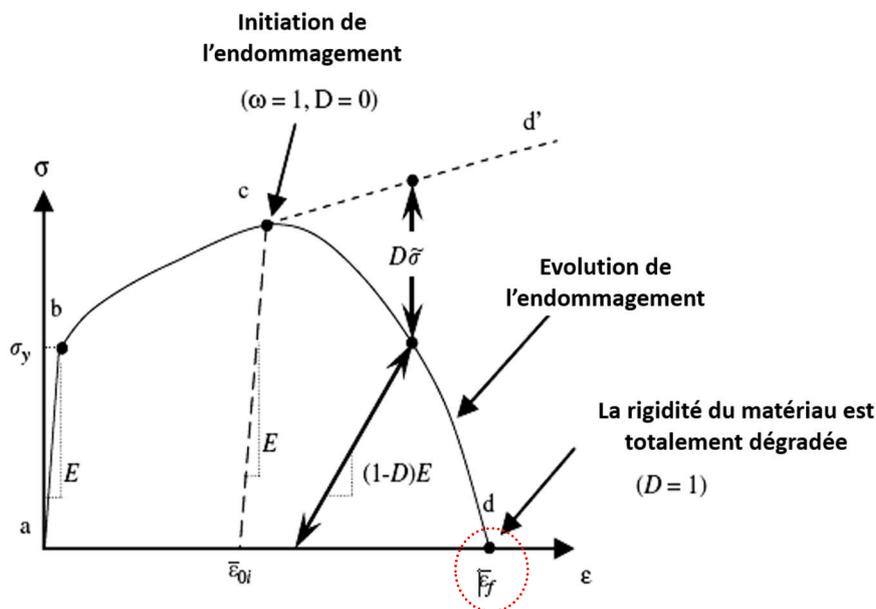


Figure 1-26 : Réponse typique en contrainte-déformation uni-axiale d'un échantillon métallique (Mabrouki, et al., 2008)

Avec :

D : variable d'endommagement

$\bar{\epsilon}_f$: Déformation plastique à la rupture

$\bar{\epsilon}_{0i}$: Déformation plastique à l'initiation de l'endommagement

ω : Critère d'initiation à l'endommagement

✓ Etape 1: initiation de l'endommagement

Le modèle de Johnson-Cook (Johnson & Cook, 1985) caractérisant une rupture ductile par cisaillement a été exploité comme critère d'amorçage de l'endommagement :

$$\epsilon_f = \left[D_1 + D_2 \exp(-D_3 \eta) \right] \times \left[1 + D_4 \ln \frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right] \times \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right] \quad (1.2)$$

Où :

P : est la pression hydrostatique ;

$\bar{\sigma}$: représente la contrainte équivalente de von-Mises

D_1, D_2, D_3, D_4, D_5 sont des constantes de matériaux.

L'endommagement dans une maille donnée est initié lorsque le paramètre scalaire d'endommagement D est supérieur à 0. Ce paramètre est basé sur une loi cumulative définie comme suit :

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon}{\epsilon^f} \quad (1.3)$$

✓ Etape 2: évolution de l'endommagement

Il est à noter que lorsque l'endommagement du matériau ductile se produit, la relation contrainte-déformation ne représente plus à proprement parler le comportement du matériau. Continuer à utiliser la relation contrainte-déformation introduit une dépendance forte pour le maillage basée sur la localisation de la déformation, de telle sorte que l'énergie dissipée diminue, vu que le maillage devient plus fin. Le modèle de l'énergie de rupture de Hillerborg (HILLERBORG, et al., 1976) a été utilisé pour réduire la dépendance du maillage en créant une réponse en contrainte-déplacement après initiation de l'endommagement. Hillerborg définit l'énergie nécessaire pour ouvrir une unité de surface de la fissure G_f comme un paramètre du matériau. Avec cette approche, la réponse d'adoucissement après l'initiation de l'endommagement se caractérise par une réponse en contrainte-déplacement plutôt qu'une réponse en contrainte-déformation. L'énergie de rupture est alors donnée par :

$$G_f = \int_{\bar{\varepsilon}_{oi}}^{\bar{\varepsilon}_f} L \bar{\sigma}_y d\bar{\varepsilon} = \int_0^{\bar{u}_f} \bar{\sigma}_y d\bar{u} \quad (1.4)$$

La Figure 1-27 représente un exemple d'un modèle de coupe orthogonale en 2D développé par (Mabrouki & Rigal, 2006). Dans cette modélisation, il propose des partitions au sein du modèle afin d'optimiser le temps de calcul où il applique les paramètres de l'endommagement uniquement dans les zones où celui-ci est susceptible d'avoir lieu. Ainsi, le nombre d'intégration au moment de calcul est considérablement optimisé et réduit.

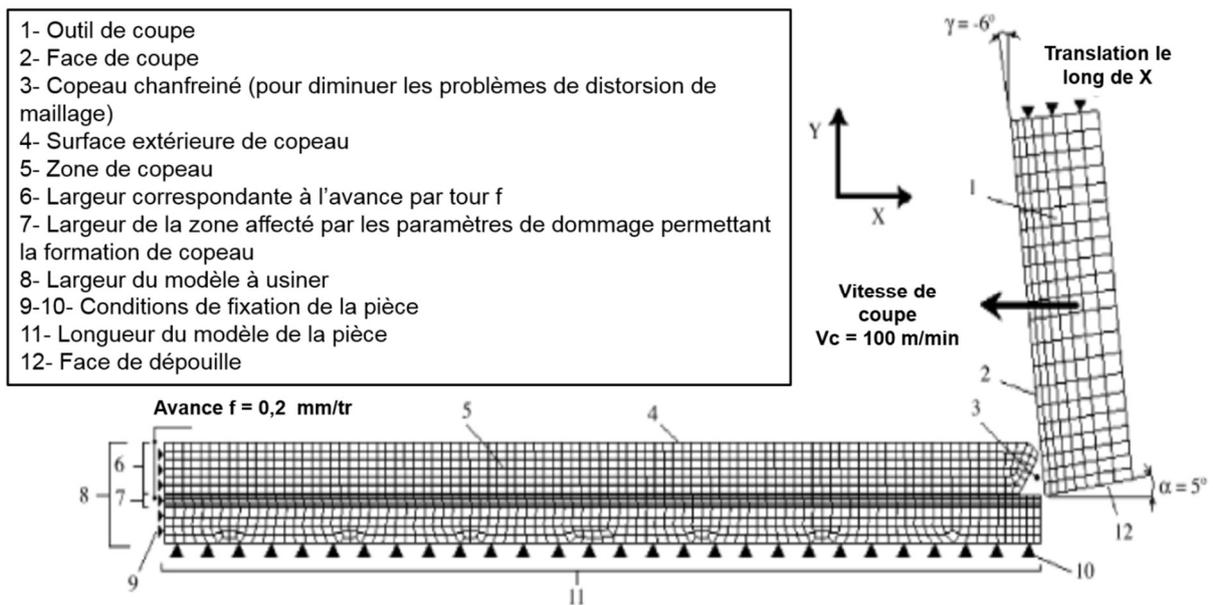


Figure 1-27 : Modèle de coupe de 2D avec partition de maillage (Mabrouki & Rigal, 2006)

1. 5.1.6. Interactions outil/matière

Les procédés de fabrication provoquent des grandes déformations des vitesses de déformation excessives, des températures élevées, une grande dissipation d'énergie au niveau de l'interface outil/surface induisant des changements structuraux au niveau de ces zones de contact. Pour ce faire, le choix du modèle régissant le contact est important afin de bien simuler un procédé de fabrication. Dans la littérature, plusieurs modèles ont été développés pour modéliser les interactions outil/matière.

Le frottement entre l'outil et le copeau durant l'opération d'enlèvement de matière par outil coupant est un phénomène très complexe qui influe sur la géométrie du copeau, la formation de l'arête rapportée, la température de coupe, l'usure de l'outil... Donc, il est indispensable de comprendre le mécanisme de frottement sur les faces et autour de l'arête de l'outil, pour pouvoir développer des modèles précis pour les forces de coupes et pour la température.

Les lois utilisées pour l'usinage présentent encore des limitations. Elles sont nombreuses, pour la plupart basées sur le modèle de Coulomb, différenciant adhérence (frottement statique) et glissement (frottement dynamique), transition qui dépend des efforts de frottement.

Un modèle communément utilisé considère la contrainte de cisaillement égale à la résistance au cisaillement du matériau à être usiné dans la zone d'adhérence, et la contrainte de friction proportionnelle à la contrainte normale dans la zone de glissement avec un coefficient de proportionnalité égal au coefficient de frottement de Coulomb :

$$\tau_f = \begin{cases} \tau_Y, & 0 \leq l \leq l_c (\mu \sigma_n \geq \tau_Y) \\ \mu \sigma_n, & l > l_c (\mu \sigma_n < \tau_Y) \end{cases} \begin{array}{l} \rightarrow \text{adhérence} \\ \rightarrow \text{glissement} \end{array} \quad (1.5)$$

Où τ_f : Contrainte de frottement

τ_Y : Contrainte limite au cisaillement

σ_n : Contrainte normale

l_c : Longueur critique délimitant la transition entre glissement et adhérence

Cependant, il existe des modèles plus pertinents pour la modélisation de coupe qui tiennent compte de la dépendance entre vitesse, pression et température mais il est impossible d'effectuer des mesures directes sur ces entités petites, confinées et sous conditions extrémales dans la région de contact.

1. 5.2. Simulation du procédé de galetage

Afin de simuler un procédé de galetage, plusieurs modèles E.F. ont été élaborés (Röttger, 2002) propose un modèle 2D où une bille rigide effectue une séquence d'indentations sur une génératrice de cylindre (Figure 1-28).

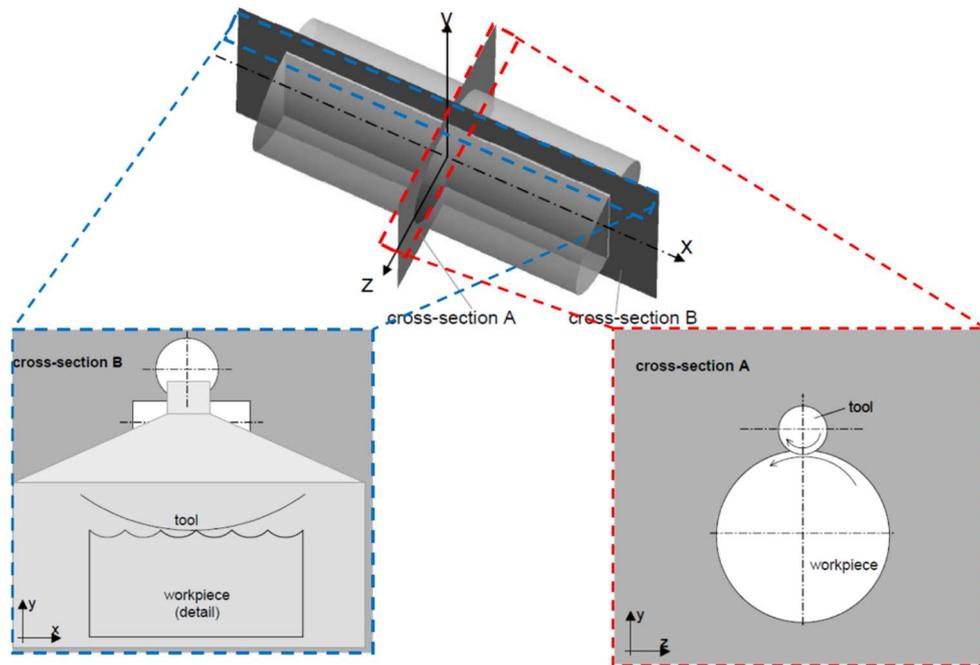


Figure 1-28 : Schématisation des sections 2D possible au moment du galetage (Röttger, 2002)

La bille commence dans une position haute, elle descend jusqu'à atteindre la surface de la pièce, une fois en contact une indentation de la surface s'effectue avec une valeur de force prédéfinie. Ensuite, la bille décolle du surface indentée pour rejoindre sa position initiale pour se déplacer horizontalement avec une distance qui correspond à l'avance f et reprend le cycle d'indentation précédemment décrit, et ainsi de suite sur toute la longueur de la pièce (Figure 1-29).

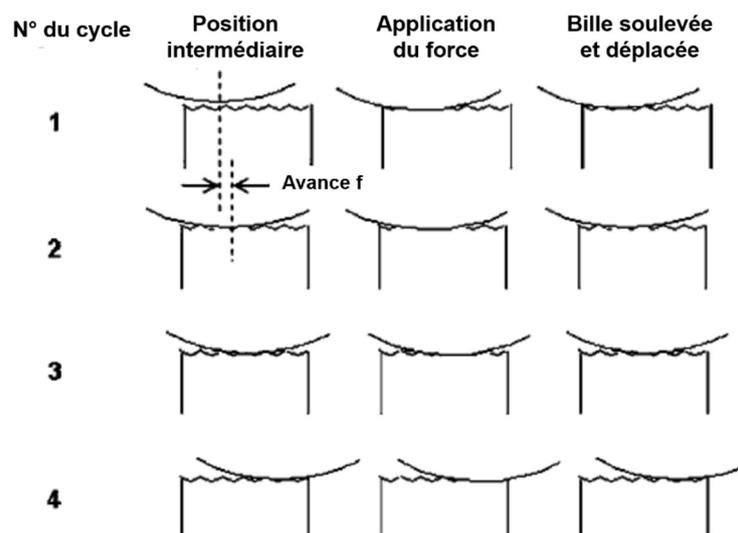


Figure 1-29 : modèle de simulation de galetage par indentation (Röttger, 2002)

(Guo & Barkey, 2004) proposent un modèle 2D de galetage avec un principe totalement différent que celui de Röttger, il s'agit d'une bille qui roule le long de la surface avec une vitesse qui

correspond à la vitesse de galetage V_G (Figure 1-30). La force de galetage (F_B) dans ce cas est définie par un déplacement radial (enfoncement δ) par rapport à la surface, équivalent à une force prédéfinie en conformité avec la loi de Hertz (Eq. 1.6)

$$\delta = \left(\frac{9F_B^2}{16RE^*} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (1.6)$$

Avec :

F_B : la force de galetage en (N),

R : le rayon de la sphère (mm),

E^* : le Module de Young équivalent (MPa),

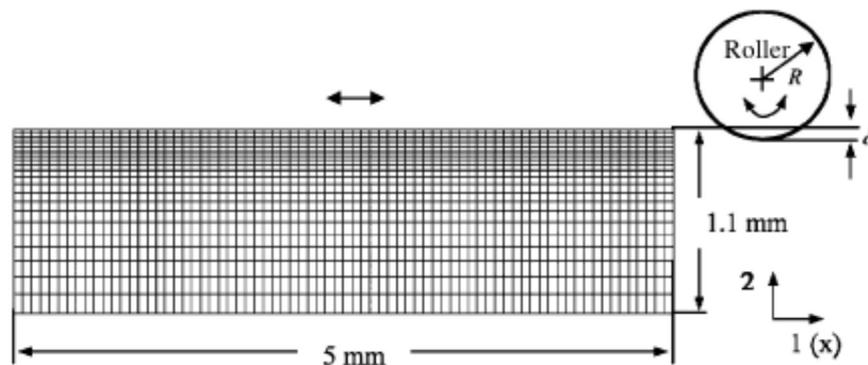


Figure 1-30 : modèle E.F. de galetage par roulage de bille (Guo & Barkey, 2004)

1. 6. Conclusion

Les travaux menés ont permis de tirer les impacts des procédés d'usinage et de traitement mécanique de surface sur l'intégrité de surface. L'intégrité de la surface dépend des chargements thermomécaniques induits par toutes les opérations de fabrication de la pièce de son élaboration jusqu'aux derniers procédés de fabrication qu'elle a subi, même si la dernière opération a une responsabilité majeure. Il est, ainsi, avantageux d'améliorer l'intégrité de surface de la pièce en concevant de nouveau procédé de fabrication et/ou de traitement de surface.

Dans cette perspective vient l'idée de combiner un procédé à signature purement mécanique, qui est le galetage, et un procédé à signature thermomécanique, qui est le tournage, sur l'intégrité surface.

On vise par le biais de ce procédé de profiter de l'effet thermique provoqué par l'opération de la coupe au moment du galetage. Ceci permettra d'écraser d'avantage les pics, il s'en suit une faible

rugosité et une augmentation de la profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compressions sous l'effet de l'adoucissement de surface au moment de la coupe.

Toutefois, l'efficacité de ce procédé dépend fortement des paramètres d'entrées pour le tournage et le galetage simultanément. Il sera nécessaire de trouver un compromis entre les deux procédés afin d'établir un point de fonctionnement à partir d'un plan d'expériences basé sur la méthode de Taguchi. Cela fera l'objet du chapitre suivant retraçant la conception de dispositif, la démarche expérimentale menée et les résultats associés.

2. Expérimentation du procédé combiné : Usinage - Galetage

2. 1. Introduction

L'intégrité de la surface est généralement spécifiée en termes de topographie de la surface, l'état des contraintes résiduelles, et de la microstructure. Principalement, les faibles valeurs de rugosités, les contraintes résiduelles de compression élevées et la dureté élevée au niveau de la couche superficielle, conduisent à l'amélioration de la durée de vie de la pièce (Hassan & Al-Bsharat, 1996) (Murthy & Kotiveerachari, 1981) (Hassan, 1997) (Rajasekariah & Vaidyanathan, 1975) (Yao, et al., 2015).

Cependant, les procédés d'usinage, tel que le tournage et le fraisage, utilisés en tant que traitement de finition produisent une faible qualité de l'intégrité de surface caractérisée notamment par des contraintes résiduelles de traction produites dans la surface extérieure. Pour surmonter cette limitation, plusieurs traitements ont été utilisés dans le but d'améliorer la qualité de l'intégrité de surface, c'est-à-dire de générer un meilleur état de surface, de convertir les contraintes résiduelles de traction en surface en des contraintes de compression et un meilleur durcissement de surface.

Les technologies d'amélioration de surface sont basées sur les effets physiques suivants : une déformation élasto-plastique localisée dans les régions proches de la surface extérieure conduisant à la formation de contraintes résiduelles de compression et des transformations micro-structurelles associées à une augmentation de la micro-dureté. De plus, certains traitements de surface induisent des effets supplémentaires, tels que le lissage de surface et la possibilité de transformation de phase, comme il a été montré par (Altenberger, et al., 1999). Les principes de base des traitements de surface mécaniques peuvent non seulement d'améliorer d'une manière significative la résistance de la pièce à l'usure et à la corrosion (Lee, et al., 2006), mais ils peuvent être particulièrement bénéfiques pour améliorer la résistance à la fatigue des composants critiques soumis à de fortes contraintes (Nalla, et al., 2003). Il est connu que la réduction des contraintes résiduelles peut limiter les endommagements par fatigue induits par les chargements mécaniques et thermiques imposés à la pièce. D'autre part, il est irréfutable que la topographie de surface ait une influence considérable sur la durée de vie et la résistance à la fatigue des matériaux.

L'un des traitements de surface mécaniques les plus connus est le galetage par billes. Le galetage est un procédé de traitement de surface à froid sans enlèvement de matière. Au cours de ce procédé

se produise une déformation plastique importante et des irrégularités de surface de la pièce à cause de l'application d'une pression au moyen d'une bille très dure ayant une surface lissée. De plus, le galetage génère des contraintes résiduelles de compression au-dessous et au niveau de la surface extérieure avec une profondeur relativement importante, ainsi qu'un état de durcissement élevé. En outre, le lissage de la surface apparaît également au cours d'une telle opération.

2. 2. Opération de tournage-galetage combinée : CoTuB

Les effets de l'opération de galetage, souvent réalisé après les opérations de coupe, sont limités à quelques microns sous la surface extérieure. On a donc intérêt à affecter une profondeur plus importante de la couche en sous surface. Inconsciemment, la chaleur abondante générée lors de l'opération de coupe peut contribuer à améliorer le durcissement de la couche superficielle de la pièce usinée. Principalement, en raison du faible coefficient de transfert de chaleur de l'acier 42 Cr Mo 4, la chaleur générée réside au niveau de la surface de la pièce. Ceci provoque ainsi un adoucissement de cette surface et il y apparaît par la suite une déformation élastique importante (Devillez, et al., 2011).

Par conséquent, le galetage, synchronisé avec une opération de coupe augmente la profondeur de durcissement à cause de la chute de la limite d'élasticité due à l'élévation de température lors de la coupe facilitant la déformation plastique induite par la bille de galetage. Cette technique a été inspirée de certains procédés hybrides de fabrication tels que l'usinage assisté par laser et l'usinage assisté par ultrasons qui sont conçus pour améliorer la qualité de la surface de la pièce.

Le procédé d'usinage-galetage combiné et ses effets sur l'intégrité de surface ont été largement traités précédemment. (Mezlini, et al., 2014) montre que l'utilisation de l'outil combiné de tournage / galetage réduit le coût de fabrication jusqu'à 4 fois. En outre, ce travail a conduit à une surface bien finie et une réduction de la rugosité arithmétique (R_a) de 58% vis-à-vis des procédés de tournage classique de finition. Des contraintes résiduelles de compression maximales sont atteintes au niveau de la surface extérieure, et la dureté dans la couche superficielle est nettement améliorée. (Shirsat & Ahuja, 2004) ont montré que la combinaison du tournage et du galetage améliore la rugosité arithmétique superficielle (R_a) de $0,75 \mu\text{m}$ à $0,11 \mu\text{m}$. Ils confirment également que la variation de l'effort de galetage a un effet significatif sur l'évolution de la dureté en surface. (Axinte & Gindy, 2004) ont montré que l'utilisation de tournage synchronisé avec le galetage à froid améliore l'état de surface avec un meilleur aspect de super finition. Une analyse métallurgique a révélé un effet de durcissement important jusqu'à 300 mm sous la surface.

2. 2.1. Effets des paramètres de coupe sur l'intégrité de surface :

Dans la littérature, de nombreuses études se sont concentrées sur l'optimisation des différents paramètres régissant sur les procédés de tournage et de galetage séparément. En effet, il est connu que les principaux paramètres gouvernants le procédé de coupe sont essentiellement, la vitesse d'avance, la vitesse de coupe et la profondeur de passe, entre autres. Ces dernières peuvent affecter les propriétés des couches superficielles et la qualité de surface (Laouar, et al., 2009).

Par exemple, plusieurs études ont démontré que la vitesse de coupe et la vitesse d'avance ont une influence majeure sur la rugosité. Les travaux de (Aouici, et al., 2012) ont montré qu'un bon état de surface peut être obtenu à une faible vitesse d'avance et une grande vitesse de coupe. D'autres travaux de recherche ont porté sur l'effet des conditions de coupe sur la répartition des contraintes résiduelles après usinage (Cohen, 2009), (Bouziid Saï, et al., 2001).

En augmentant la vitesse de coupe, les contraintes résiduelles ont tendance à se convertir en des contraintes de compression (Cohen, 2009), alors qu'une faible vitesse de coupe diminue l'intensité de ces contraintes. (Bouziid Saï, et al., 2001) et (Jaffery, et al., 2016) montrent que l'usure de l'outil peut également affecter l'évolution des contraintes résiduelles. En effet, il a été démontré qu'un outil endommagé provoque des contraintes résiduelles de traction beaucoup plus intenses qu'un outil neuf.

Par ailleurs, il est connu que l'opération d'usinage génère une couche déformée plastiquement produisant une élévation de la dureté superficielle (Chen, et al., 2004). L'épaisseur de la couche plastifiée augmente avec la vitesse de coupe et la vitesse d'avance.

2. 2.2. Effets des paramètres de galetage sur l'intégrité de surface :

Pour l'opération de galetage, il est montré que l'effort de galetage et le diamètre de la bille sont les paramètres les plus influents sur la déformation plastique dans la couche superficielle, comme cité dans les travaux de (Hassan, 1997) ; (Avilés, et al., 2013) ; (Goutam, et al., 2014) ; (Sagbas, 2011) ; (Rodriguez, et al., 2012). Un effort élevé génère des contraintes résiduelles de compression intensives. (Chomienne, 2014) a consacré ses travaux aux effets des contraintes résiduelles de compression générées par le galetage. Une étude comparative a été établie afin de mettre en lumière le rôle majeur que joue le galetage sur l'amélioration de la résistance à la fatigue des pièces. Contrairement au procédé de tournage, dans lequel des contraintes résiduelles de traction sont générées dans la couche superficielle, le galetage produit un état de contrainte résiduelle de compression qui a pour effet de retarder la propagation des fissures. Ceci conduit à l'augmentation de la résistance de la couche superficielle à la fatigue (Chen, et al., 2004), (El-TAweel & El-Axir,

2009) (Javidi, et al., 2008) (Sasahara, 2005), à l'usure (Hamadache, et al., 2006) (Hassan & Sulieman, 1999) et à la corrosion (Jinlong & Hongyun, 2013). Le nombre de passes de l'opération de galetage peut également améliorer les propriétés de surface (Hassan & Sulieman, 1999).

(El-TAweel & El-Axir, 2009) ont constaté que l'effort de galetage est le paramètre le plus dominant sur la rugosité de surface et la micro-dureté, suivis de la vitesse d'avance de galetage, de la vitesse de galetage et du nombre de passe de l'outil de galetage. Ils ont montré que la meilleure micro-dureté est obtenue à la plus faible vitesse de galetage, à l'effort de galetage le plus élevé et au nombre de passes le plus élevé de l'outil de galetage. (Hamadache, et al., 2006) ont montré que le nombre de passes de l'outil de galetage doit être limité à deux pour avoir une meilleure rugosité, alors que trois passages ont été recommandés pour avoir une dureté élevée.

2. 2.3. Objectif du travail:

L'objectif principal de ce travail est de prévoir et d'optimiser la rugosité de surface (R_a), les contraintes résiduelles et la micro-dureté de l'acier 42 Cr Mo 4 sur la base du procédé de tournage-galetage combiné. Pour atteindre cet objectif, une nouvelle procédure expérimentale, combinant le tournage avec une opération de galetage à bille, a été conçue et adoptée. Cela permettra de supprimer les irrégularités géométriques, générées lors de la coupe, au moyen de l'outil de galetage.

L'idée est de prendre en compte les avantages de la température générée lors de la coupe et d'augmenter la déformation plastique située au niveau de la surface extérieure. A l'aide de ce nouveau dispositif, trois types de paramètres ont été distingués: paramètres d'usinage, paramètres de brunissage et paramètres communs. Ces derniers paramètres qui sont les mêmes pour l'usinage et le brunissage sont la vitesse de rotation et la vitesse d'avance.

En effet, en utilisant le procédé combiné de tournage et de galetage, certains paramètres relatifs à l'opération de tournage et de galetage deviennent dépendants (paramètres communs). En particulier, les deux procédés ont la même vitesse de coupe et la même vitesse d'avance. Cependant, d'autres paramètres restent indépendants et toujours relatifs à chaque procédé, tels que l'effort de galetage, le diamètre de la bille et la profondeur de passe.

Dans ce qui suit, pour étudier l'effet des paramètres du procédé CoTuB sur l'intégrité de surface, la méthode de Taguchi sera adoptée.

2. 3. Procédure expérimentale

2. 3.1. Mesure de rugosité

La rugosité de surface est la mesure de la texture de surface. Elle est estimée par la déviation verticale de la surface réelle par rapport à sa forme idéale. Plus la déviation est petite, plus la surface est lisse. La mesure de la rugosité peut être réalisée par des moyens à contact (Profilomètre de surface par un stylet...) et des moyens sans contact ou optique (microscopie par laser, interférométrie à lumière blanche...).

Dans le présent travail, la rugosité est mesurée à l'aide d'un profilomètre *MITUTOYO® surf test SJ-210* pour lequel la pointe du stylet entre en contact direct avec la surface d'un échantillon.

La pointe du détecteur est équipée d'un stylet, qui trace les irrégularités de la surface de l'échantillon. Le mouvement vertical du stylet est détecté électriquement. Les signaux électriques passent par un processus d'amplification et de conversion numérique à enregistrer.

Une valeur de rugosité peut être calculée sur un profil ou sur une surface. Les paramètres de rugosité du profil (R_a , R_q , ...) sont les plus courants (Figure 2-1).

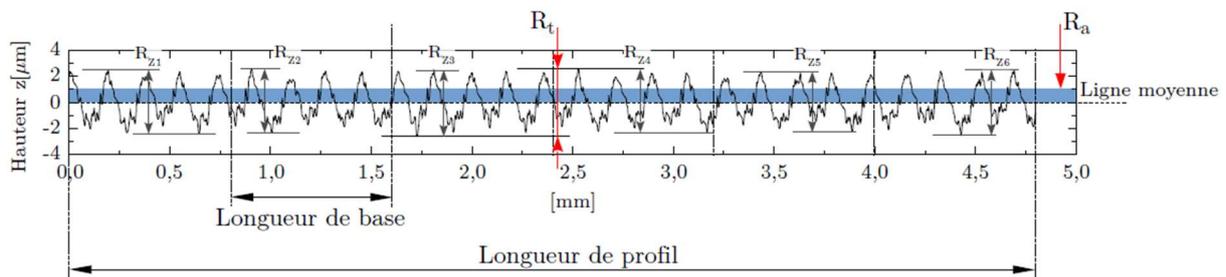


Figure 2-1 : Exemple de profil de rugosité et paramètres associés.

Les paramètres statistiques déduits du profil se calculent en utilisant les Eq. (2.1 - 2.4) :

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |z(x)| dx \quad (2.1)$$

$$R_t = |\max(z(x))| + |\min(z(x))| \quad (2.2)$$

$$R_z = \frac{\sum_{i=1}^n R_{zi}}{n} \quad (2.3)$$

$$R_{z_{\max}} = \max(R_{zi}) \quad (2.4)$$

Où : l la longueur du profil, $z(x)$ la hauteur du profil à la position x , n le nombre des points mesurés.

Les paramètres de rugosité standards les plus utilisés sont Ra et Rz . Ra représente la rugosité moyenne arithmétique et Rz représente la profondeur moyenne de rugosité. Ra reflète essentiellement la hauteur moyenne des irrégularités de la composante de rugosité d'une ligne moyenne et Rz la distance moyenne entre le pic le plus élevé et la vallée la plus profonde. Dans cette étude, Ra est le paramètre choisi pour définir la rugosité des surfaces des pièces usinées.

2. 3.2. Mesure de micro-dureté

Le test de dureté est de loin le test mécanique le plus utilisé pour évaluer les propriétés mécaniques. La dureté d'un matériau est habituellement considérée comme une résistance à l'indentation permanente. En général, un indenteur est pressé contre la surface du métal à tester sous une charge spécifique pendant un intervalle de temps défini, et une mesure est faite de la taille ou de la profondeur de l'empreinte gravée par l'indenteur. Le but principal de l'essai de dureté est de déterminer l'aptitude d'un matériau pour une application donnée, ou le traitement particulier auquel le matériau a été soumis. La facilité avec laquelle le test de dureté peut être réalisé a fait de ce test la méthode d'inspection la plus courante pour les métaux et les alliages.

La méthode d'essai de dureté Vickers (Figure 2-2) consiste à indenter le matériau d'essai avec un indenteur en diamant, sous la forme d'une pyramide droite avec une base carrée et un angle de 136 degrés entre des faces opposées soumises à une charge de 1 à 100 kgf. La charge totale est appliquée normalement pendant 10 à 15 secondes. Les deux diagonales de l'indentation restantes dans la surface du matériau, après l'élimination de la charge appliquée, sont mesurées à l'aide d'un microscope et leur moyenne calculée. L'aire de la surface projetée de l'indentation est calculée. La dureté Vickers est le quotient obtenu en divisant la charge en (kgf) par la surface de l'indentation en mm^2 .

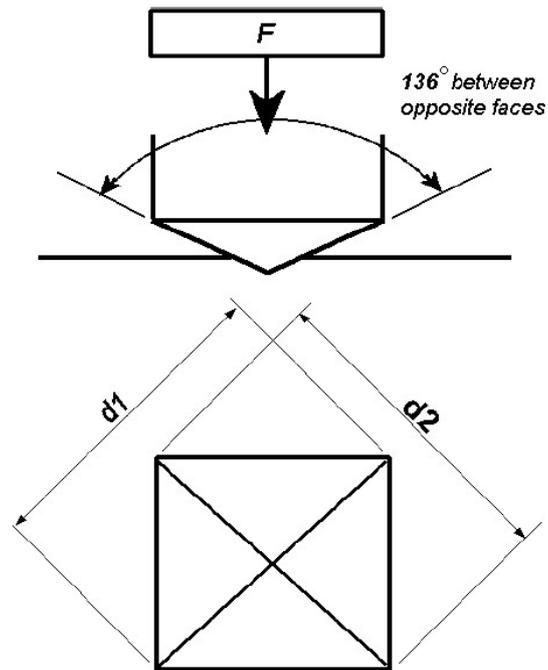


Figure 2-2: Principe de l'essai de mesure de dureté Vickers

La micro-dureté a été mesurée à l'aide d'un appareil de mesure de dureté Wilson modèle 402 MVD (ITW Test & Measurement, (Shanghai) Co. Ltd) avec un indenteur Vickers sous une charge de 500 g comme illustré dans la Figure 2-3.

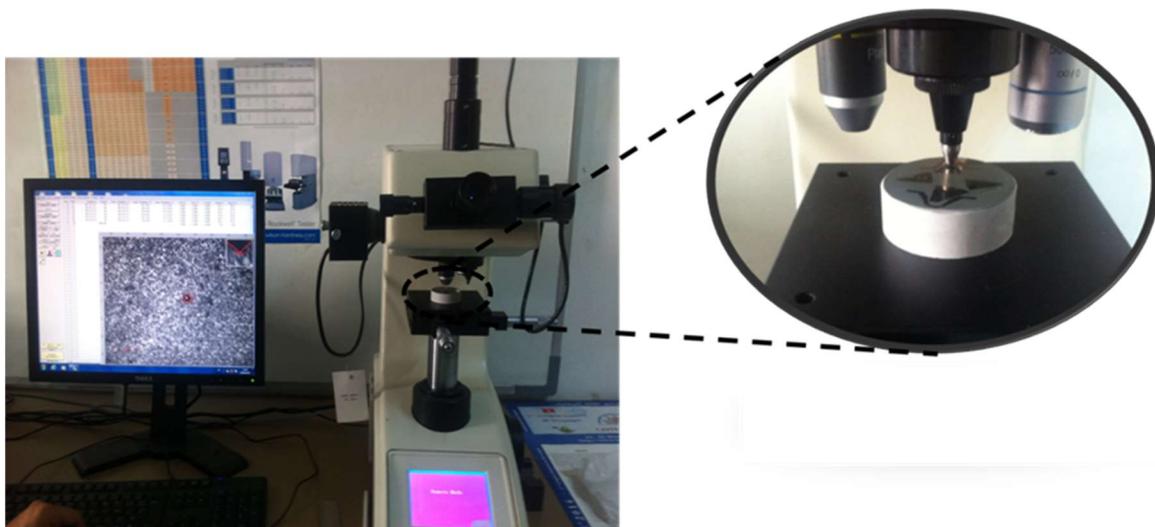


Figure 2-3 : Dispositif de mesure de micro-dureté

Les valeurs de micro-dureté ont été déterminées au niveau de la surface extérieure et sous la surface traitée. Enfin, un microscope électronique à balayage a été exploité pour visualiser les changements de microstructures.

2. 3.3. Mesure des contraintes résiduelles

2. 3.3.1. Origine des contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles sont définies comme étant les contraintes qui restent dans un corps qui n'est pas soumis à des forces extérieures (Anon., 2003). Les contraintes résiduelles sont causées par des opérations de formage ou de traitement, ou par l'environnement de service. Des contraintes résiduelles sont générées, à l'équilibre du matériau, après une déformation plastique provoquée par des chargements mécaniques appliquées, des chargements thermiques ou des changements de phase. Les procédés mécaniques et thermiques appliqués à un composant pendant son service peuvent également modifier son état de contrainte résiduelle. La mesure des contraintes résiduelles est importante pour prédire la durée de vie d'une pièce, analyser la distorsion et déterminer les raisons d'une détérioration.

Toutes les techniques de mesure des contraintes peuvent être divisées en deux classes : technique de mesure de la déformation réelle et technique de mesure des variations des contraintes.

Les techniques de mesure des contraintes résiduelles peuvent également être classées selon que les résultats sont qualitatifs ou quantitatifs. Le choix d'une méthode de mesure doit se fonder sur le type d'information nécessaire, mais les préoccupations économiques sont souvent le facteur primordial.

2. 3.3.2. Mesure des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X

Les contraintes résiduelles de surface peuvent être mesurées par des techniques diverses. Elles peuvent être destructrices ou non destructives. La mesure des contraintes résiduelles par diffraction de rayons X est considérée comme une méthode non destructive.

Les méthodes de détermination des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X mesurent essentiellement les angles auxquels l'intensité maximale diffractée a lieu lorsqu'un échantillon cristallin est soumis aux rayons X. De ces angles, il est possible d'obtenir l'espacement inter-réticulaire des plans de diffraction en utilisant la loi de Bragg. Si les contraintes résiduelles existent dans l'échantillon, alors l'espacement d sera différent de celui d'un état non soumis à des contraintes résiduelles. Cette différence est proportionnelle à l'amplitude de la contrainte résiduelle.

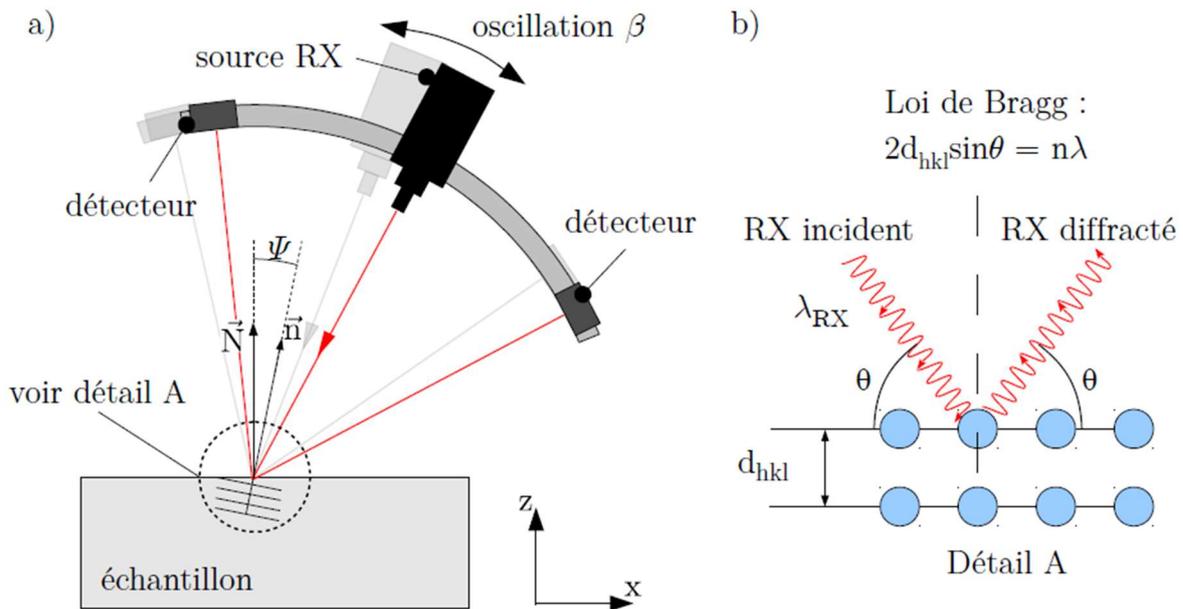


Figure 2-4 : Principe de la diffraction des rayons X

En se référant à la Figure 2-4, supposons que le détecteur est tourné sur une plage d'angles 2θ pour trouver l'angle θ de la diffraction des grains satisfaisant la loi de Bragg.

En d'autres termes, les grains qui ont des plans d'atomes avec un espacement inter-réticulaire " d " tel que $\lambda = 2d \sin \theta$. Les grains ayant des plans avec cet espacement qui sont parallèles à la surface vont diffracter comme indiqué dans la Figure 2-4.a. Cette diffraction se produit à partir d'une couche mince d'environ $20 \mu\text{m}$ d'épaisseur. Si la surface est en compression, alors l'espacement inter-réticulaire " d " est plus grand que celui dans un état sans contrainte du fait de l'effet de Poisson. Lorsque l'échantillon est incliné par rapport au faisceau entrant, de nouveaux grains diffractent et l'orientation des plans de diffraction est plus proche de la perpendiculaire à la direction de contrainte (Figure 2-4).

Dans le présent travail, les contraintes résiduelles ont été mesurées par diffraction des rayons X à l'aide d'une machine PROTO® (Figure 2-5). Cette machine est équipée d'une source des rayons X et de deux détecteurs du signal diffracté.

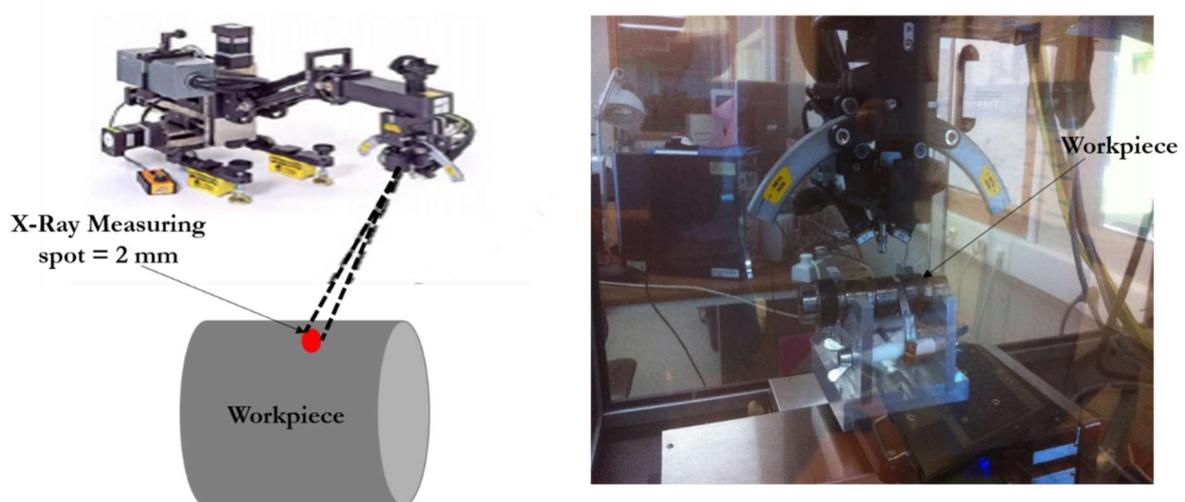


Figure 2-5 : Machine de mesure des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X (PROTO®).

Deux composantes de la contrainte résiduelle, dans la direction d'avance et dans la direction tangentielle, ont été déterminées en utilisant une tête de diffraction des rayons X de type MGR40 et équipées d'un collimateur de 2 mm de diamètre. Les mesures sont effectuées par une source RX.

- De radiation Cr $K\alpha$ de longueur d'onde $\lambda = 0,229$ nm.

Pour le 42CrMo4 et la radiation RX donnée l'angle de Bragg $2\theta = 156^\circ$ et les plans qui diffractent sont les plans $\{hkl\} = \{211\}$.

Les mesures se font selon :

- 7 angles β (de -30° à $+30^\circ$) dans les deux directions X et Y avec une oscillation de :
- $\pm 3^\circ$ à chaque position angulaire.

Les contraintes résiduelles sont déterminées Par la méthode de traitement elliptique nécessitant :

- Les constantes d'élasticité cristallographique suivantes :

$$1/2 S_2 = 5,92 \times 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$$

$$S_1 = -1,28 \times 10^{-6} \text{ MPa}^{-1}$$

Les mesures de la répartition des contraintes résiduelles en sous-couches s'effectuent par un enlèvement de matière par le biais d'un système de polissage électrochimique (Figure 2-6). Dans ce cas la technique de déformation de contraintes résiduelles par diffraction de RX n'est plus considérée comme non destructive.



Figure 2-6 : Machine d'électro-polissage

2. 3.4. Outil de tournage-galetage combiné

La première étape est de concevoir et de développer un outil de tournage-galetage en choisissant convenablement les matériaux constitutifs, les dimensions et la conception appropriée. Ceci permettra de simplifier le processus et l'outil avec minimisation du temps et du coût de l'opération.

L'idée est d'obtenir à la fois une surface finie par une opération de tournage et de galetage. Cet outil permet de réaliser à la fois un procédé d'usinage et de galetage d'une pièce cylindrique dans le but d'améliorer les propriétés des surfaces générées. Ceci permettra de diminuer le temps et le coût de fabrication d'une façon significative par rapport aux procédés classiques.

Le dispositif CoTuB (Figure 2-7) est constitué d'un outil de coupe en carbure et d'un outil de galetage interchangeable ce qui augmente la flexibilité de l'outil. Ces deux outils sont maintenus sur le support qui s'installe facilement sur le porte-outil d'un tour CNC ou conventionnel.

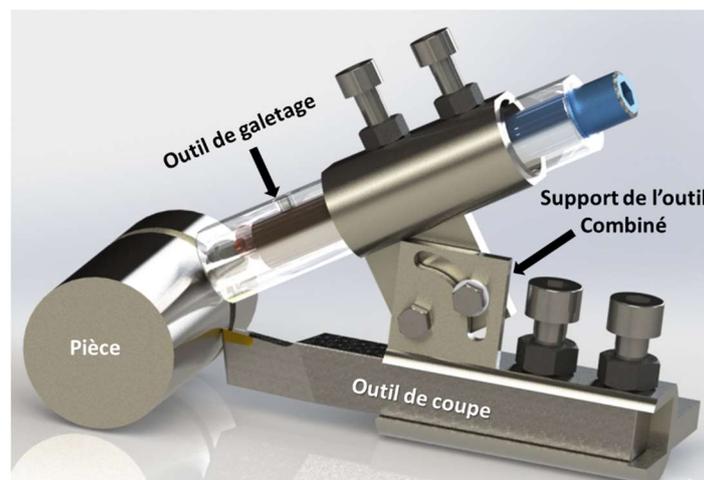


Figure 2-7 : Outil de tournage-galetage combiné

L'outil de galetage présenté dans les Figure 2-8 et Figure 2-9 possède une bille de galetage en acier 100 Cr 6 d'une rugosité $Ra = 0.3 \mu\text{m}$. Les propriétés des matériaux de l'acier 100 Cr 6 sont données dans le Tableau 2.1.

Un ressort de calibrage est utilisé dans l'outil de galetage pour régler la force de galetage (Figure 2-8). Un processus d'étalonnage a été effectué pour obtenir une relation entre l'effort imposé et le déplacement axial correspondant.

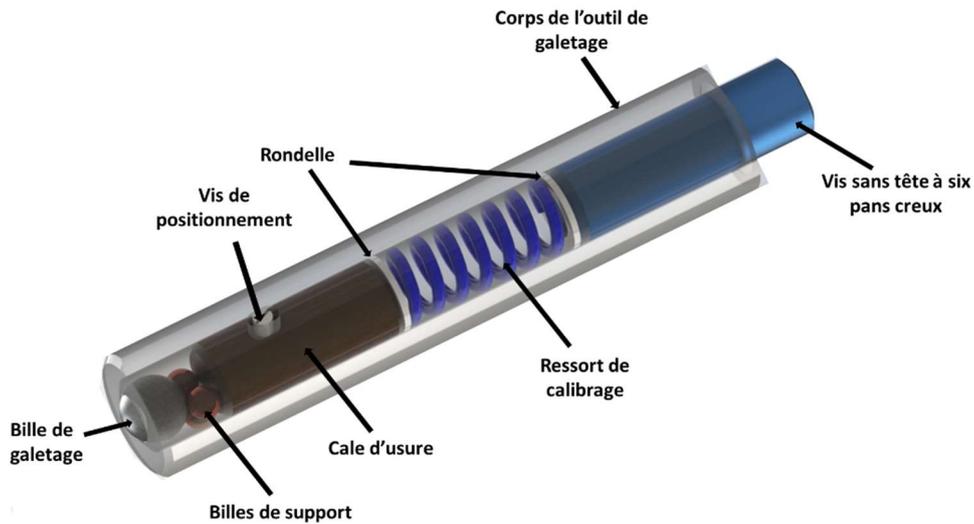


Figure 2-8 : Représentation 3D de l'outil de galetage

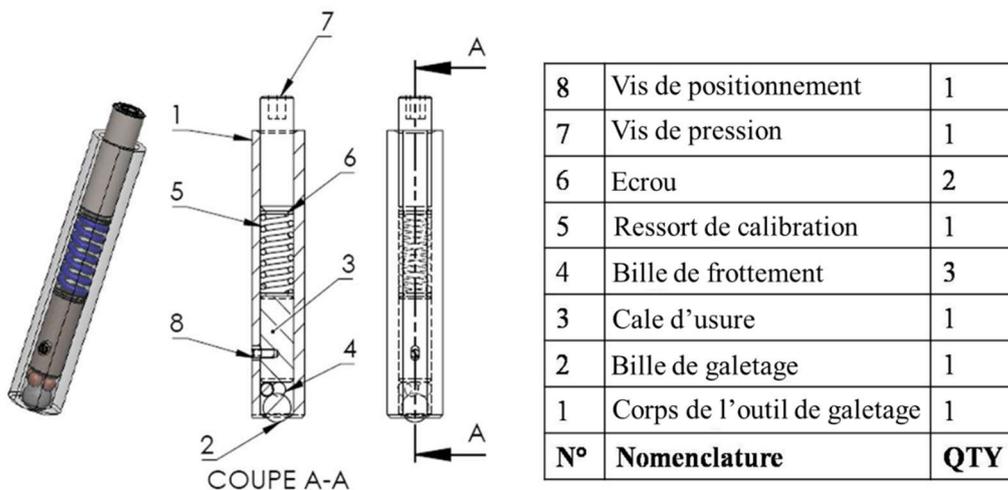


Figure 2-9 : Outil de galetage

La bille de galetage est libre en rotation avec le mouvement de la pièce à cause du frottement avec son interface. La bille est en contact avec trois billes de petits diamètres pour assurer sa libre rotation. Différents diamètres de billes de galetage ont été utilisés : 8 mm, 10 mm et 12 mm.

Tableau 2.1 : Propriétés de matériaux de l'acier 100 Cr 6.

Composition chimique						
C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	Mo%
1.02	0.25	0.34	0.025	0.015	1.50	0.10
Propriétés Physiques / mécaniques / thermiques / électriques / magnétiques						
Propriétés		Symbol	Unité	Type	Valeurs	
Densité		δ	[g/cm ³]	Physique	7.80	
Module d'Young		E	[GPa]	Mécanique	200	
Chaleur Spécifique		c	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	Thermique	464	
Coefficient d'expansion thermique		α	[10 ⁻⁶ /°C]	Thermique	12.3	
Conductivité thermique		λ	[W/(m.K)]	Thermique	42.4	
Résistance électrique		ρ	[Ω *m*10 ⁻⁹]	Electrique	215	
Données Techniques						
Propriétés		Type	Unité	Valeurs		
Dureté		Mécanique	[HRC]	60 - 66		
Résistance à la compression		Mécanique	[MPa]	2500 - 2600		
Température de Service		Thermique	[°C]	-60 / 150		

L'outil de coupe utilisé est à plaquette en carbure, d'une désignation standard CNMG 12 04 12 PR 4225, et monté sur le porte outil PCLNR 2020KL112 CANELA[®]. Les propriétés de l'outil sont données dans le Tableau 2.2.

Tableau 2.2 : Propriétés de l'outil de coupe (Jianxin, et al., 2008)

Composition chimique						
C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	Mo%
0.41	0.39	0.72	0.025	0.035	1.12	0.27
Propriétés Physiques / mécaniques / thermiques / électriques / magnétiques						
Propriétés	Symbol	Unité	Type	Valeurs		
Densité	δ	[g/cm ³]	Physique	7.80		
Module d'Young	E	[GPa]	Mécanique	800		
Chaleur Spécifique	c	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	Thermique	226		
Conductivité thermique	λ	[W/(m.K)]	Thermique	46		

2. 4. Préparation des éprouvettes

Les échantillons ont été extraits d'une barre cylindrique en acier 42 *Cr Mo* 4 dont les propriétés sont données dans le Tableau 2.3.

Tableau 2.3: Propriétés de l'acier 42 Cr Mo 4 (Germain, 2006).

Composition chimique						
C%	Si%	Mn%	P%	S%	Cr%	Mo%
0.41	0.39	0.72	0.025	0.035	1.12	0.27
Propriétés Physiques / mécaniques / thermiques / électriques / magnétiques						
Propriétés	Symbol	Unité	Type	Valeurs		
Densité	δ	[g/cm ³]	Physique	7.80		
Module d'Young	E	[GPa]	Mécanique	210		
Chaleur Spécifique	c	[J.kg ⁻¹ .K ⁻¹]	Thermique	477		
Conductivité thermique	λ	[W/ (m.K)]	Thermique	46		

Résistance électrique	ρ	$[\Omega \cdot m \cdot 10^{-9}]$	Electrique	215
Données Techniques				
Propriétés	Type	Unité	Valeurs	
Dureté	Mécanique	[HRC]	39 - 44	
Résistance à la rupture	Mécanique	[MPa]	>1220	

La pièce est initialement tournée à 38 mm de diamètre avec un outil de coupe en carbure (PCLN) sur un tour à commande numérique avec une vitesse de broche égale à $N = 800$ tr / min et une vitesse d'avance $f = 0,2$ mm/tour. La rugosité initiale de surface Ra a été contrôlée.

Dans une deuxième étape, l'échantillon est tourné pour avoir 4 zones séparées par des gorges de 10 mm de largeur (Figure 2-10). Dans le présent plan d'expérience, cette éprouvette peut être considérée comme constituée de 3 différents échantillons sur lesquels seront réalisées les opérations CoTuB dans des conditions différentes.

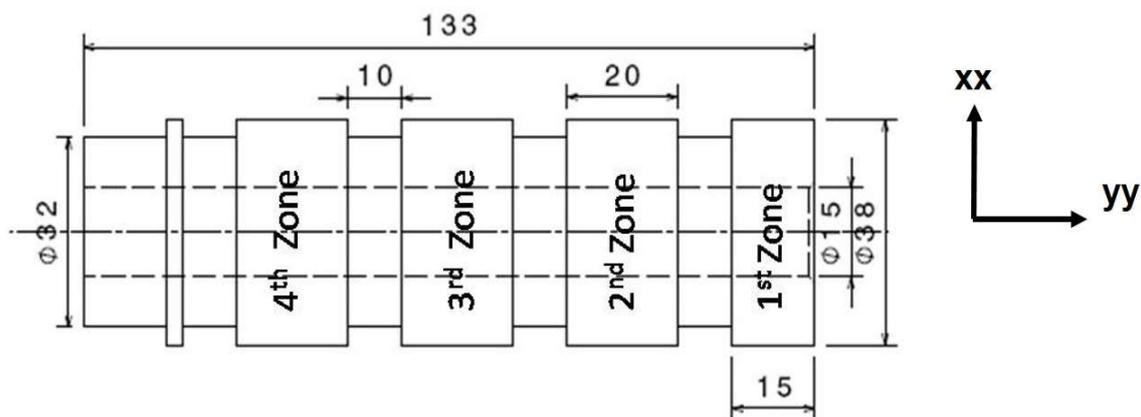


Figure 2-10: Eprouvettes préparées pour l'opération combinée.

La zone 1 sert à étalonner la force de galetage pour une profondeur de passe fixe. Les 2ème, 3ème et 4ème zones sont faites pour pouvoir y réaliser l'opération de tournage-galetage combiné avec différentes vitesses d'avance (0,15, 0,1 et 0,05 mm respectivement)

Les expériences ont été réalisées sur 9 pièces (Figure 2-11) impliquant la réalisation de 27 essais.



Figure 2-11: Préparation des éprouvettes

2. 5. Méthodologie expérimentale

Pour évaluer les paramètres du procédé combiné affectant les distributions de la rugosité de surface, des contraintes résiduelles et de la dureté de surface, la méthode de Taguchi complétée par une analyse de la variance (ANOVA) ont été utilisées.

2. 5.1. Objectifs

Il est important de souligner que l'objectif principal du présent travail est de mettre en évidence l'influence des paramètres régissant le procédé CoTuB et leurs combinaisons optimales donnant une meilleure intégrité de surface.

2. 5.2. Identification des sorties à optimiser

La rugosité de surface (R_a) de la pièce, les contraintes résiduelles à la fois dans la direction d'avance et la direction de galetage, et la micro-dureté (μH) sont les principaux sorties ayant un impact sur la durée de vie de la pièce et la résistance à l'usure de la couche superficielle.

2. 5.3. Choix des facteurs et de leurs niveaux

Les conditions opératoires telles que le diamètre de la bille, l'effort de galetage, la vitesse de coupe, la profondeur de passe et l'avance ont été considérées comme des paramètres contrôlables pendant ce travail expérimental. Trois niveaux ont été choisis pour chaque facteur avec des pas égaux pour chacun, comme le montre le tableau 2.4.

Tableau 2.4: Affectation des niveaux aux facteurs.

Facteurs	Niveaux		
	1	2	3
Diamètre de la bille Φ_B (mm)	08	10	12
Effort de galetage F_B (N)	100	150	200
Vitesse de coupe V_C (m/min)	100	125	150
Profondeur de passe a_p (mm)	0.5	0.75	1
Avance f (mm/tr)	0.05	0.1	0.15

Les niveaux des paramètres de tournage ont été choisis à partir du catalogue Sandvik®, et ceux des paramètres de galetage ont été sélectionnés à partir des études expérimentales antérieures (Field & Kahles, 1964) ; (Mezlini, et al., 2014) ; (Shirsat & Ahuja, 2004).

2. 5.4. Sélection des matrices orthogonales de Taguchi

Les matrices orthogonales de Taguchi sont sélectionnées en fonction des degrés de liberté du plan d'expérience. Le but de la sélection des matrices orthogonales de Taguchi est d'identifier, avant l'expérience, les interactions qui ont un effet plus significatif que les autres. Dans le cas de notre expérience, les degrés de liberté totale sont établis comme suit:

1. Sans interaction

$$ddl = (n_1 - 1)F_1 + (n_2 - 1)F_2 + (n_3 - 1)F_3 + (n_4 - 1)F_4 + (n_5 - 1)F_5 \quad (2.5)$$

$$ddl = 2 \times 5 = 10$$

Où: n_i est le nombre des niveaux pour chaque facteur et F_i les facteurs.

2. Avec interaction (les plus significatives)

$$ddl = 10 + (n_1 - 1)(n_2 - 1)F_1F_2 + (n_1 - 1)(n_3 - 1)F_1F_3 + (n_1 - 1)(n_4 - 1)F_1F_4 + (n_1 - 1)(n_5 - 1)F_1F_5 \quad (2.6)$$

$$ddl = 10 + (3 - 1)(3 - 1) \times 4 = 10 + 16 = 26$$

Condition de Taguchi:

$$T \geq ddl = 26$$

$$T = k \times PPCM; \quad k = (1, 2, \dots, n) \Rightarrow T = 1 \times ((3 \times 3) \times 3) = 27 \text{ Essais} \quad (2.7)$$

T: le nombre des essais et PPCM: le plus petit commun multiple.

Le type de plan d'expérience de Taguchi choisie est L27, qui possède 27 lignes correspondant aux conditions de Taguchi calculées avec (Eq. 3). Pour chaque combinaison résultant des 27 conditions (

Tableau 2.5), un seul essai a été établi. Pour compléter l'analyse statistique des expériences, quatre résultats ont été mesurés, à savoir la rugosité de surface Ra , les contraintes résiduelles dans la direction d'avance, les contraintes résiduelles dans la direction du galetage et la micro-dureté μH (

Tableau 2.5).

Tableau 2.5: Sorties mesurées pour le procédé CoTuB basé sur le plan d'expérience de Taguchi (L27 standard).

N°: d'Essai	Paramètres					Résultats			
	Diamètre de la bille	Effort de galetage	Vitesse de coupe	Profondeur de passe	Avance	Rugosité	Contraintes résiduelles		μ dureté
	Φ_B (mm)	F_B (N)	V_c (m/min)	a_p (mm)	f (mm/rev)	Ra(μ m)	σ_{yy} (MPa)	σ_{xx} (MPa)	(HV)
1	12	200	150	1.50	0.15	0.446	-500.28	-216.75	528
2	12	200	150	1.50	0.10	0.725	-588.13	-239.09	514
3	12	200	150	1.50	0.05	0.383	-771.21	-327.94	528
4	12	150	125	1.00	0.15	0.924	-430.28	-38.02	481
5	12	150	125	1.00	0.10	0.593	-540.83	-200.27	568
6	12	150	125	1.00	0.05	0.263	-485.73	-265.43	570
7	12	100	100	0.50	0.15	0.821	-574.98	-176.32	458
8	12	100	100	0.50	0.10	0.400	-551.75	-244.35	481
9	12	100	100	0.50	0.05	0.189	-637.63	-321.63	480
10	10	200	125	0.50	0.15	0.813	-520.13	-192.92	536
11	10	200	125	0.50	0.10	0.521	-415.27	-234.71	512
12	10	200	125	0.50	0.05	0.726	-630.14	-254.22	502
13	10	150	100	1.50	0.15	0.263	-606.4	-286.95	502
14	10	150	100	1.50	0.10	1.822	-271.98	-154.95	612
15	10	150	100	1.50	0.05	2.281	-206.74	-72.37	515
16	10	100	150	1.00	0.15	0.484	-683.08	-251.15	592
17	10	100	150	1.00	0.10	0.376	-744.26	-380.87	503
18	10	100	150	1.00	0.05	0.360	-741.11	-388.19	515
19	08	200	100	1.00	0.15	0.555	-891.05	-427.70	647
20	08	200	100	1.00	0.10	1.083	-1005.3	-395.12	632
21	08	200	100	1.00	0.05	0.439	-698.83	-441.64	664
22	08	150	150	0.50	0.15	0.690	-820.40	-346.71	624
23	08	150	150	0.50	0.10	1.005	-723.12	-302.04	622
24	08	150	150	0.50	0.05	0.955	-890.24	-342.15	673
25	08	100	125	1.50	0.15	0.688	-524.57	-78.53	593

26	08	100	125	1.50	0.10	0.558	-535.76	-145.55	597
27	08	100	125	1.50	0.05	0.279	-518.08	-130.15	597

2. 5.5. Détermination du modèle d'interaction et de régression

Un modèle de régression polynomiale a été établi (Eq. 2.8). Il est basé sur des réponses mathématiques et d'analyse de prédiction. Pour cela, le logiciel MINITAB16 a été utilisé. Les termes d'interaction de ce modèle, qui ont une influence sur les résultats, ont été déterminés statistiquement à l'aide du diagramme de Pareto, comme le montre la Figure 2-12.

Dans ce cas, le modèle de régression peut être exprimé comme suit:

$$\begin{aligned}
 Y = & X_0 + X_1(A) + X_2(B) + X_3(C) + X_4(D) + X_5(E) \\
 & + X_6(AC) + X_7(AE) + X_8(BD) + X_9(CD)
 \end{aligned}
 \tag{2.8}$$

Où: Y : est la sortie évaluée, X_0 : est une constante; A, B, C, D, E sont des variables représentant les différents paramètres du procédé combiné; et les X_i sont les coefficients de régression et d'interaction.

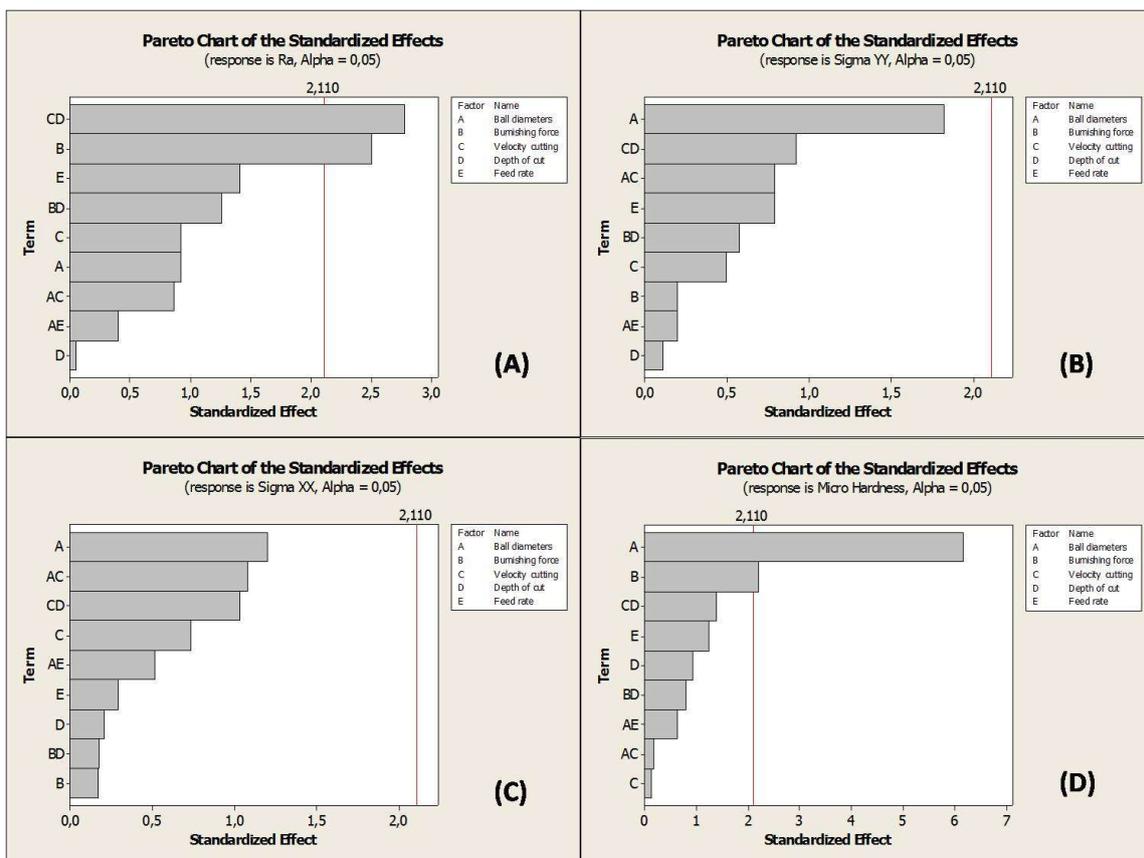


Figure 2-12: Diagramme de Pareto pour l'effet normalisé des sorties évaluées.

2. 6. Résultats et discussion

2. 6.1. Evaluation du rapport signal/bruit (S/B)

Le Tableau 2.6 montre les résultats expérimentaux et les rapports S/B calculés pour chaque sorties évalués du procédé combiné. La rugosité de surface est mesurée une plage de [0,189 μm ; -2 281 μm], les contraintes résiduelles dans la direction d'avance et de galetage se situent dans un intervalle de [-38,02 MPa; -441,64 MPa] et [-206,74 MPa; -1005.23 MPa] respectivement, et la micro-dureté est dans une gamme de [208 HV; 423 458 HV; 673 HV].

Tableau 2.6: Plan d'expérience et résultats du rapport signal / bruit (S/B) pour les différentes sorties.

Essai N°	$R_a(\mu\text{m})$	σ_{yy} (MPa)	σ_{xx} (MPa)	μH (HV)	Rapport S/B pour R_a	Rapport S/B pour σ_{yy}	Rapport S/B pour σ_{xx}	Rapport S/B pour μH
1	0.446	-500.28	-216.75	278	7.0133	53.9843	46.7192	48,8809
2	0.725	-588.13	-239.09	264	2.7932	55.3895	47.5712	48,4321
3	0.383	-771.21	-327.94	278	8.3360	57.7435	50.3159	48,8809
4	0.924	-430.28	-38.02	231	0.6866	52.6750	31.6002	47,2722
5	0.593	-540.83	-200.27	318	4.5389	54.6612	46.0323	50,0485
6	0.263	-485.73	-265.43	320	11.6009	53.7279	48.4790	50,1030
7	0.821	-574.98	-176.32	208	1.7131	55.1931	44.9260	46,3613
8	0.400	-551.75	-244.35	231	7.9588	54.8348	47.7602	47,2722
9*	0.189	-637.63	-321.63	215	14.4708	56.0914	50.147	46,6488
10	0.813	-520.13	-192.92	286	1.7982	54.3222	45.7075	49,1273
11	0.521	-415.27	-234.71	262	5.6632	52.3666	47.4106	48,3660
12	0.726	-630.14	-254.22	252	2.7813	55.9887	48.1042	48,0280
13	0.263	-606.40	-286.95	252	11.6009	55.6552	49.1561	48,0280
14	1.822	-271.98	-154.95	362	-5.2110	48.6907	43.8038	51,1742
15	2.281	-206.74	-72.37	265	-7.1625	46.3085	37.1912	48,4649
16	0.484	-683.08	-251.15	342	6.3031	56.6894	47.9987	50,6805
17	0.376	-744.26	-380.87	253	8.4962	57.4345	51.6155	48,0624
18*	0.360	-741.11	-388.19	265	8.8739	57.3977	51.780	48,4649
19	0.555	-891.05	-427.70	397	5.1141	58.9980	52.6228	51,9758
20	1.083	-1005.23	-395.12	382	-0.6926	60.0453	51.9346	51,6413
21*	0.439	-698.83	-441.64	320	7.1507	56.8874	52.9014	50,1030
22	0.690	-820.40	-346.71	374	3.2230	58.2805	50.7993	51,4574
23	1.005	-723.12	-302.04	372	-0.0433	57.1842	49.6013	51,4109
24	0.955	-890.24	-342.15	423	0.3999	58.9901	50.6843	52,5268
25	0.688	-524.57	-78.53	343	3.2482	54.3961	37.9007	50,7059
26	0.558	-535.76	-145.55	347	5.0673	54.5794	43.2602	50,8066
27	0.279	-518.08	-130.15	347	11.0879	54.2879	42.2889	50,8066

*: Essai correspondant aux paramètres optimaux du procédé.

A partir du Tableau 2.5 et 2.6, les sorties optimales en termes de rugosité arithmétique, de contraintes de compression et de micro-dureté sont choisies pour chaque diamètre de bille (12, 10 et 8 mm). Ces sorties considérées comme optimales, sont sélectionnées sur la base de l'évaluation du rapport S/B présentée dans le Tableau 2.6 ; il s'agit des Essais N° 9, 18 et 21. Le but de cette sélection est de comparer les sorties obtenues par le procédé combiné et l'opération de tournage.

Les essais choisis offrent de meilleurs résultats en termes de qualité des réponses obtenues qui sont la rugosité, les contraintes résiduelles atteignant un pic de compression maximale, ainsi que la valeur de micro-dureté maximale.

2. 6.2. Réponses du procédé combiné caractérisant la qualité de surface

2. 6.2.1. Effets des paramètres contrôlables sur l'évolution de la rugosité

La Figure 2-13 montre que la valeur optimale de rugosité en surface est obtenue pour une faible vitesse d'avance, c'est-à-dire pour $f = 0,05$ mm/tr. Ceci est dû à la faible distance entre les actions successives provoquées par l'outil de coupe et la bille de galetage le long de la pièce pendant le procédé combiné. Dans ce cas, le taux de recouvrement de la bille de galetage est plus important lui donnant d'avantage d'occasion d'aplatir les pics de rugosité résultant de la coupe. Le taux de recouvrement est d'autant plus grand que le diamètre de la bille est grand. Ainsi, pour des billes de grand diamètre (12 mm) l'état de surface en termes de Ra est amélioré.

Il faut également souligner que la rugosité de surface diminue significativement dans le cas de faible valeur d'effort de galetage, c'est-à-dire pour 100 N. Cette amélioration est due au fait que la pénétration de bille dans la surface de la pièce est moins importante. Par conséquent, le galetage provoque une petite déformation des aspérités. La rugosité augmente pour des efforts élevés (150 - 200 N), et ceci peut être expliqué par le labourage de la matière et donc l'écoulement de la matière autour de la bille. Comme le montre la Figure 2-13, une valeur minimale de rugosité est atteinte pour une profondeur de passe égale à 1 mm. Pour une profondeur de coupe inférieure, soit 0,5 mm, un petit fragment de copeaux est inséré entre la bille et la surface du travail pendant le procédé combiné. Ceci provoque une surface rayée. D'autre part, la vitesse de coupe n'a pas d'effet significatif sur la valeur de la rugosité en surface. Cependant, une faible vitesse d'avance, un effort de galetage faible et un grand diamètre de la bille sont avantageux pour obtenir une rugosité optimale de surface.

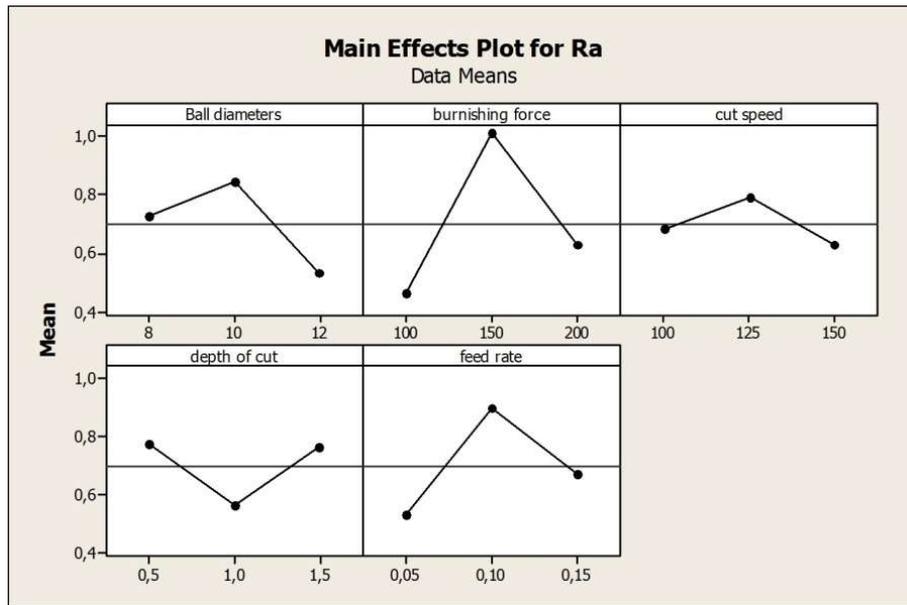


Figure 2-13: Visualisation des principaux effets des paramètres contrôlables sur la rugosité en surface.

Il s'est avéré que pour les essais N ° 9, 18 et 21, les valeurs de la rugosité de surface (R_a) obtenues par CoTuB sont proches des celles obtenues en rectification (de l'ordre de $0,189 \mu\text{m}$). La Figure 2-14 montre les relevés des profils de rugosité arithmétique (R_a) en surface pour différents diamètres de bille pour les essais 9, 18 et 21 et en les comparant avec le cas du tournage.

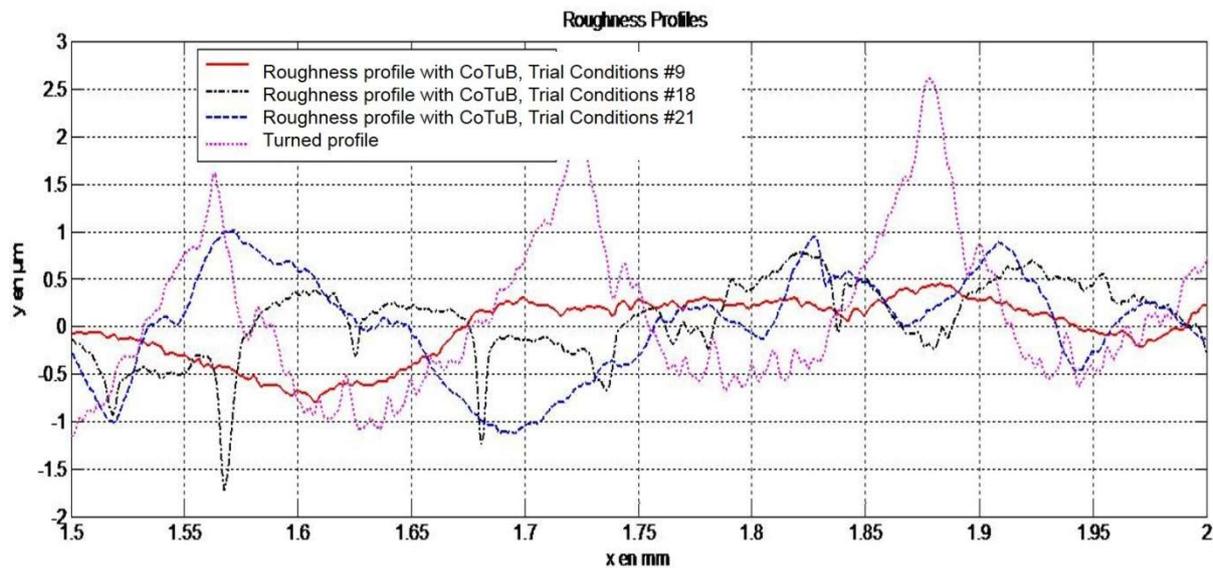


Figure 2-14: Visualisation de la variation de la rugosité arithmétique en surface pour différents diamètres de la bille pour les essais 9, 18 et 21 et pour le cas du tournage.

La Figure 2-14 montre une diminution de la valeur moyenne de rugosité arithmétique (R_a) en utilisant le procédé CoTuB. En effet, les pics d'irrégularité sont considérablement écrasés en des vallées donnant une rugosité inférieure à celle générée par une opération de tournage qui égale à $0,81 \mu\text{m}$ dans notre cas.

Pendant le procédé CoTuB, la température de coupe, couplée avec la force normale appliquée par la bille de galetage, génère une déformation plastique importante au niveau de la nouvelle surface de la pièce. Ceci cause une grande diminution des stries générées par l'outil de coupe. Ici, l'effet du diamètre de la bille doit être également souligné. C'est le paramètre qui gouverne fortement l'évolution de la rugosité arithmétique car il conduit à aplatir les pics dans la vallée en particulier pour de faibles vitesses d'avance.

Il est important de noter qu'un grand diamètre de la bille donne naissance à une amélioration de la rugosité en surface. L'effet sur le profil de la rugosité pour un diamètre de la bille égale à 12 mm ($Ra = 0,189 \mu\text{m}$) est très important par rapport à un diamètre égale à 10 mm ($Ra = 0,36 \mu\text{m}$) et 8 mm ($Ra = 0,439 \mu\text{m}$). Ces résultats sont obtenus malgré la variation de l'amplitude de l'effort appliqué par la bille dans le cas de 8 mm qui est deux fois supérieure à celui appliqué dans les autres cas. Généralement, la rugosité en surface obtenue par le procédé CoTuB est nettement améliorée par rapport à celle obtenue par tournage ($Ra = 0,81 \mu\text{m}$). En effet, la rugosité en surface peut être réduite de 70% en utilisant le procédé CoTuB.

2. 6.2.2. Effets des paramètres contrôlables sur l'évolution des contraintes résiduelles

Comme indiqué sur la Figure 2-15 et la Figure 2-16, le diamètre de la bille et l'effort de galetage ont une influence majeure sur les contraintes résiduelles en surface dans les directions d'avance et de galetage.

En se référant à la Figure 2-15 et Figure 2-16, les valeurs maximales des contraintes résiduelles de compression ont été obtenues avec le plus faible diamètre de la bille, c'est-à-dire 8 mm et avec l'effort de galetage le plus important, c'est-à-dire 200 N. En effet, grâce à ces deux paramètres, l'amplitude de la pression de galetage augmente ce qui implique une augmentation de la déformation plastique.

D'autre part, une valeur importante des contraintes résiduelles de compression est obtenue en utilisant une faible vitesse d'avance (0,05 mm/tr) et une faible vitesse de coupe (100 m/min). Ceci est dû au fait que l'écoulement de la matière est plus régulier et plus important dans ces conditions.

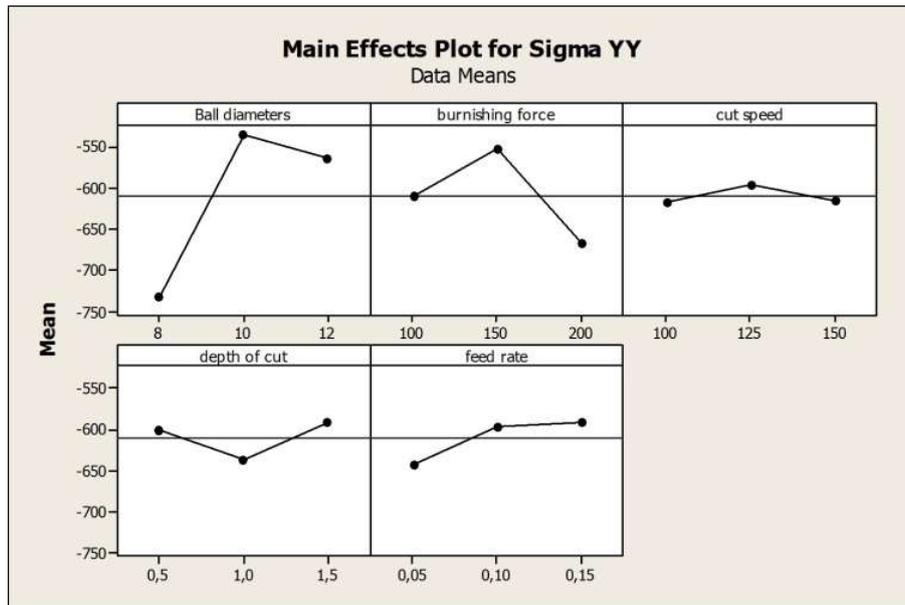


Figure 2-15: Visualisation des principaux effets des paramètres contrôlables sur les contraintes résiduelles dans la direction de l'avance.

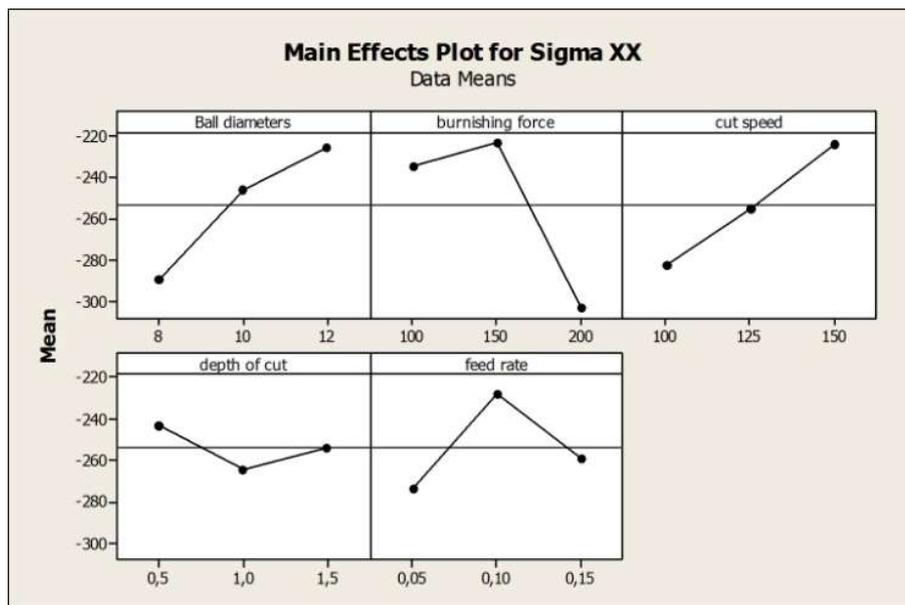


Figure 2-16: Visualisation des principaux effets des paramètres contrôlables sur les contraintes résiduelles dans la direction de galetage.

La diffraction des rayons X avec électro-polissage a été utilisée pour évaluer les contraintes résiduelles en et au-dessous la surface extérieure de la pièce et ceci dans les directions d'avance (Figure 2-17) et de galetage (Figure 2-18).

Dans les figures Figure 2-17 et Figure 2-18, on observe un état de compression des contraintes résiduelles dans la couche superficielle et ceci dans les directions de l'avance et de galetage. Ces mesures ont été effectuées une fois que le procédé CoTuB est terminé pour plusieurs diamètres de la bille. Cet état compressif des contraintes résiduelles est dû à l'application du galetage sur la surface

extérieure dont la limite d'élasticité est plus faible provoquée par l'élévation de température liée à l'opération de coupe. Par conséquent, les amplitudes des contraintes résiduelles compressives dans la couche superficielle sont nettement plus élevées.

Pour une bille de diamètre de 12 mm, la profondeur affectée est de 0,85 mm (Figure 2-17 et Figure 2-18, essai 9). Dans ce cas, les contraintes résiduelles au niveau de la surface fonctionnelle sont : $\sigma_{YY(SURFACE)} = -640 \text{ MPa}$, $\sigma_{XX(SURFACE)} = -320 \text{ MPa}$.

Concernant les autres diamètres de bille, les amplitudes des contraintes résiduelles de compression en surface sont légèrement supérieures aux valeurs obtenues avec une bille de 12 mm de diamètre. Dans le cas d'un diamètre de bille $\phi_B = 10 \text{ mm}$, et pour $\phi_B = 8 \text{ mm}$, les contraintes résiduelles de surface et les profondeurs affectées sont respectivement ($\sigma_{yy} = -740 \text{ MPa}$, $\sigma_{xx} = -388 \text{ MPa}$ et 0,4 mm) et ($\sigma_{yy} = -698 \text{ MPa}$, $\sigma_{xx} = -441 \text{ MPa}$ et 0,2 mm).

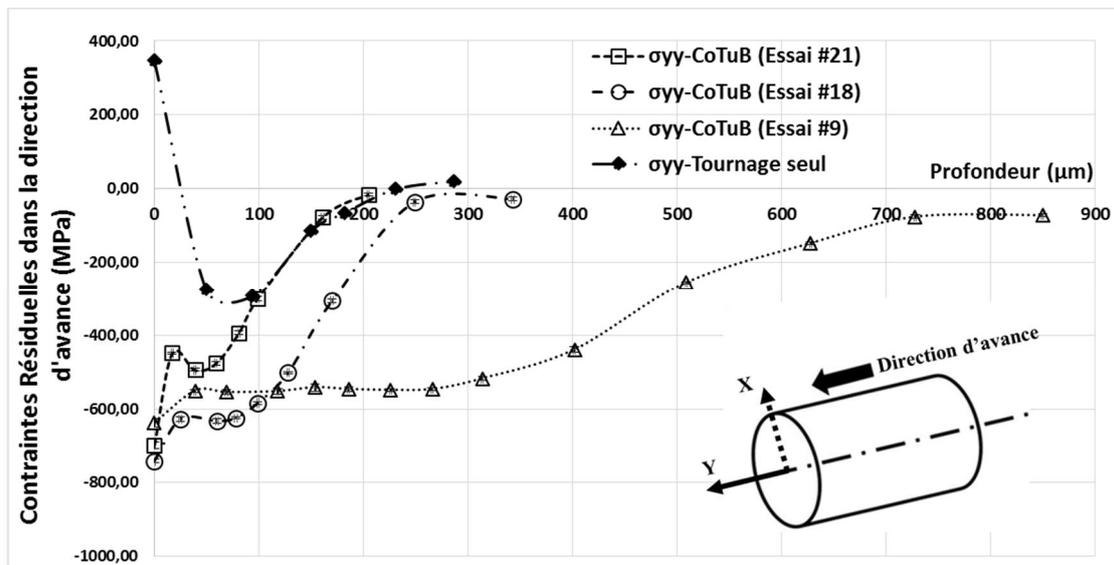


Figure 2-17: Profils des contraintes résiduelles dans la direction d'avance en fonction de la profondeur.

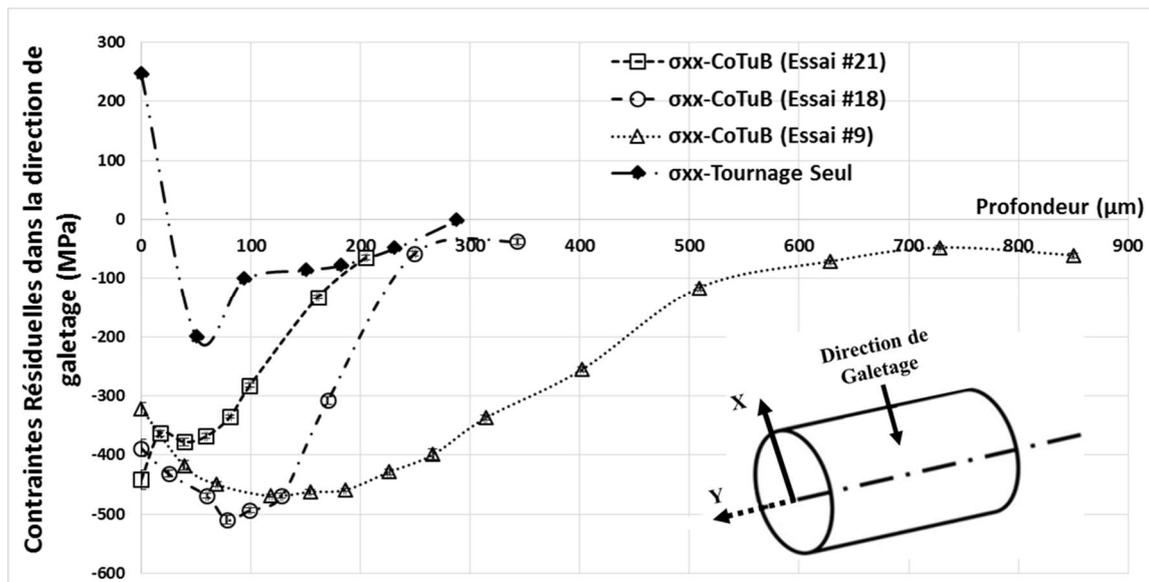


Figure 2-18: Profils des contraintes résiduelles dans la direction de galetage en fonction de la profondeur.

En outre, les résultats montrent que les valeurs des contraintes résiduelles dépendent de la pression appliquée sur la surface extérieure ce qui est en bon accord avec la théorie de Hertz.

En se référant aux profils obtenus par la Figure 2-17 et la Figure 2-18, on remarque que le profil optimal est obtenu après la réalisation du procédé CoTuB avec un diamètre de bille égale à 12 mm. Dans ce cas, les contraintes résiduelles de compression atteignent une profondeur supérieure à 0,8 mm. En effet, le taux de recouvrement élevé justifie ce résultat. Cette élévation est causée par une diminution de l'espacement entre deux zones successives affectées par le galetage, dans le cas d'un grand diamètre de la bille, et l'augmentation du nombre de passes, dans le cas d'une faible vitesse d'avance. Une représentation schématique de ce phénomène est illustrée dans la Figure 2-19.

Pour un diamètre de bille égale à 8 mm, le niveau de compression diminue jusqu'à une profondeur de 15 μm puis augmente. Cette observation peut s'expliquer par le fait que la pression importante appliquée par la bille implique un roulement et un glissement dans l'interface. Dans le sens de glissement des contraintes de traction sont générées conduisant à une baisse du niveau de compression.

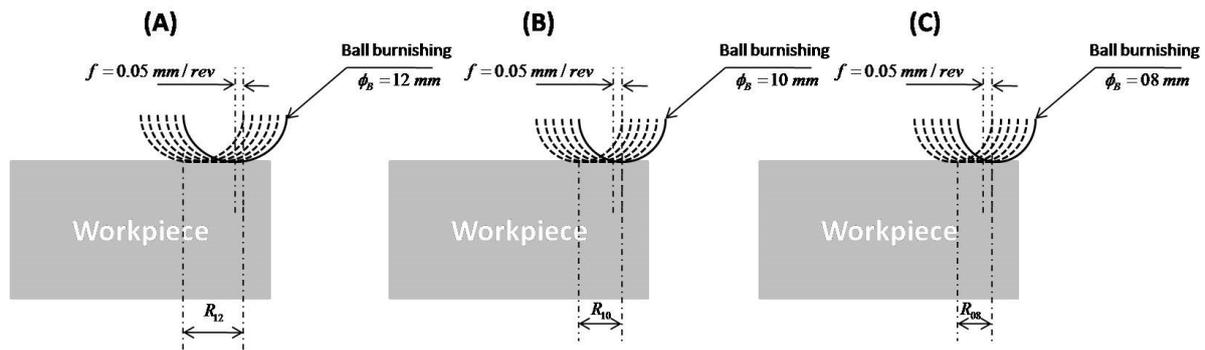


Figure 2-19: Représentation schématique du taux de recouvrement pour différents diamètres de bille. (A): $\phi_B = 12 \text{ mm}$, (B): $\phi_B = 10 \text{ mm}$ et (C): $\phi_B = 8 \text{ mm}$.

2. 6.2.3. Effets des paramètres contrôlables sur la micro-dureté

La Figure 2-20 illustre les effets des paramètres du procédé combiné sur la micro-dureté en surface. On constate que le diamètre de la bille de galetage a une influence majeure sur la dureté de la surface. En effet, pour un même effort, plus le diamètre de la bille est petit plus la pression de Hertz et l'écroûissage sont importants. Ce phénomène est accentué par l'élévation de la température due à la coupe diminuant la limite d'élasticité.

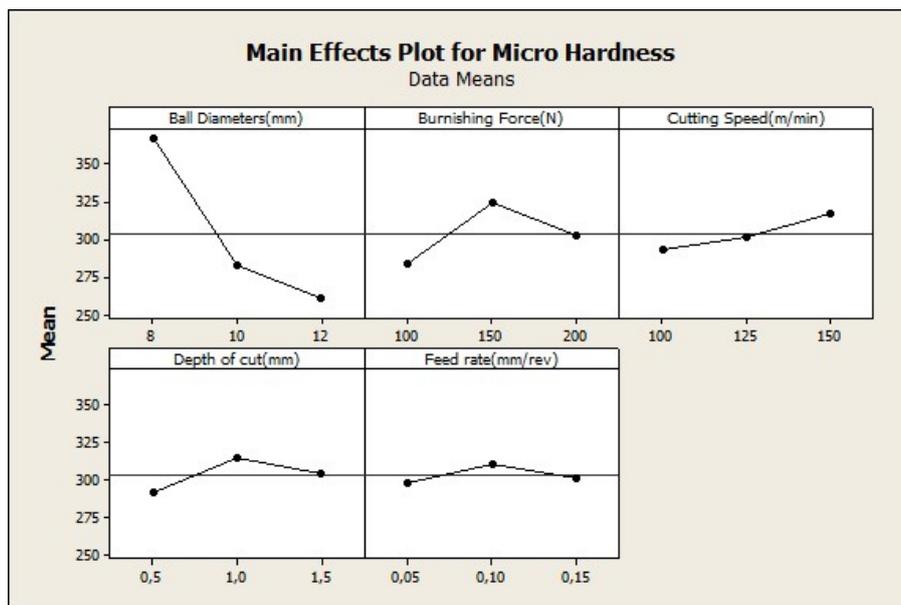


Figure 2-20: Visualisation des principaux effets des paramètres contrôlables sur les valeurs de la micro-dureté en surface.

D'autre part, la micro dureté de surface est augmentée pour une vitesse de coupe élevée, 150 m/min, et une profondeur de passe égale à 1 mm. La dureté de surface augmente légèrement pour une vitesse d'avance comprise entre 0,05 et 0,1 mm/tr. L'élévation de la vitesse de coupe favorise l'augmentation de la puissance thermique et donc de la température. L'écroûissage est ainsi plus important dû à la baisse de la limite d'élasticité.

Au cours du procédé combiné, la micro-dureté varie de 208 à 423 HV, alors qu'elle était de 180 HV avant l'opération CoTuB. Bien évidemment, l'écroissage dû aux chargements thermiques et mécaniques a causé un durcissement élevé affectant la couche superficielle de la pièce.

Afin d'identifier l'altération de la microstructure en sous-surface, les valeurs de la micro-dureté de la surface et de la sous-surface ont été déterminées. La Figure 2-21 illustre la variation de la micro-dureté en fonction de la profondeur, sélectionnée pour différentes conditions du procédé CoTuB.

Les profils présentés dans la Figure 2-21 montrent une augmentation de la dureté de la surface extérieure. Ces valeurs plus élevées de micro-dureté ont été obtenues lors de l'utilisation de petits diamètres de bille, où la pression de Hertz est plus importante, conduisant à des déformations plastiques plus importantes comme dit précédemment.

Les résultats rapportés dans la Figure 2-21 montrent que les valeurs micro-dureté deviennent plus élevées en augmentant la pression de galetage. Cette amélioration s'explique par le fait que la pression dépasse la limite d'élasticité de l'acier 42CrMo4 ($\sigma_y = 550$ MPa), ce qui implique une grande déformation plastique de la couche superficielle

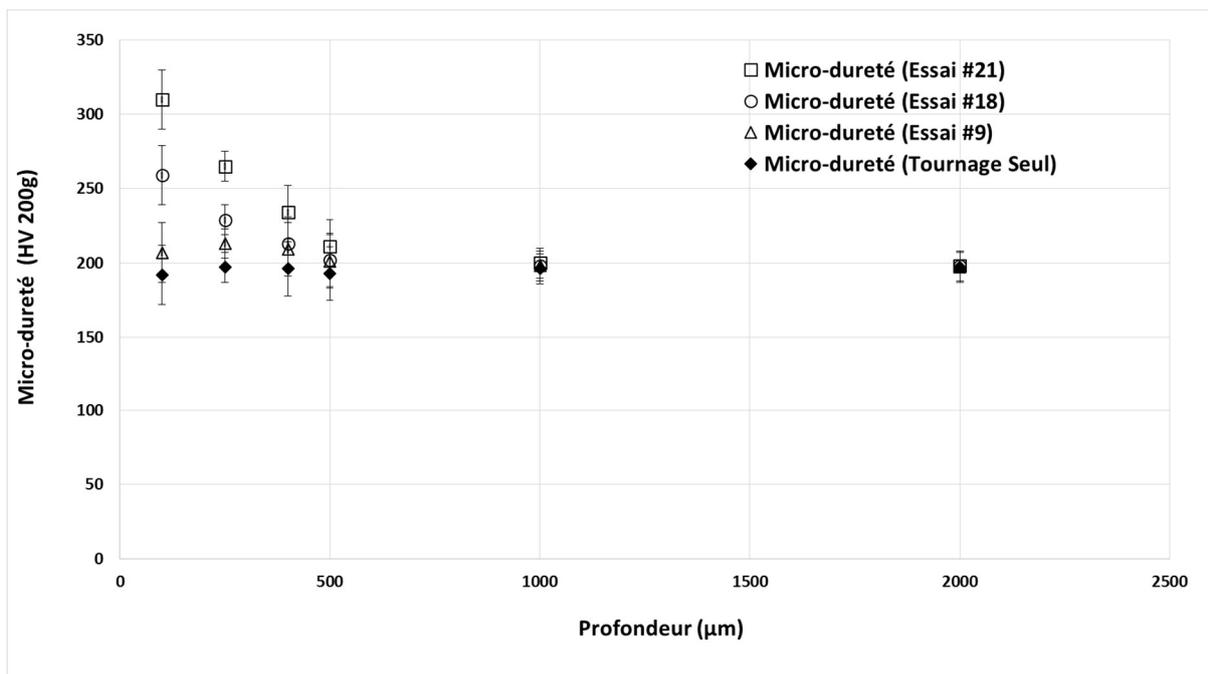


Figure 2-21: Evolution de la micro-dureté en fonction de la profondeur

2. 6.2.4. Effets des paramètres contrôlables sur la microstructure

Pour une compréhension fondamentale, un examen métallographique du procédé combiné tournage/galetage a été effectué. Le procédé CoTuB produit une zone de déformation plastique qui réduit les tailles des grains le long d'une couche mince d'épaisseur égale à 300 µm au-dessous

de la surface extérieure (Figure 2-22). La déformation des grains au niveau de la surface extérieure est due à l'apparition de l'écroutissage au cours du procédé combiné.



Figure 2-22: Micrographie optique de l'AISI 4140 montrant la profondeur de brunissage.

Afin d'identifier plus clairement l'influence des conditions du procédé CoTuB sur la microstructure de la couche superficielle, on a utilisé un microscope électronique à balayage (MEB). La Figure 2-23 illustre les micrographies obtenues dans la microstructure de la surface extérieure générée au cours d'un procédé combiné. Toutes les micrographies MEB montrent une couche de déformation inélastique localisée dans la surface extérieure d'environ 7 à 8 µm.

La dimension de la couche citée précédemment est principalement influencée par la vitesse de coupe et la pression de galetage. La Figure 2-23 illustre également que les limites de grains ont tendance à être déformées dans la direction de l'avance en raison de la température élevée provoquée par la vitesse de coupe et l'effort normal appliqué par la bille durant l'opération.

La région au-dessus de la ligne indique que les grains d'origine ne sont plus perceptibles. Il est clair que les observations ci-dessus démontrent qu'une déformation plastique élevée a été générée une fois que le procédé CoTuB a été réalisé.

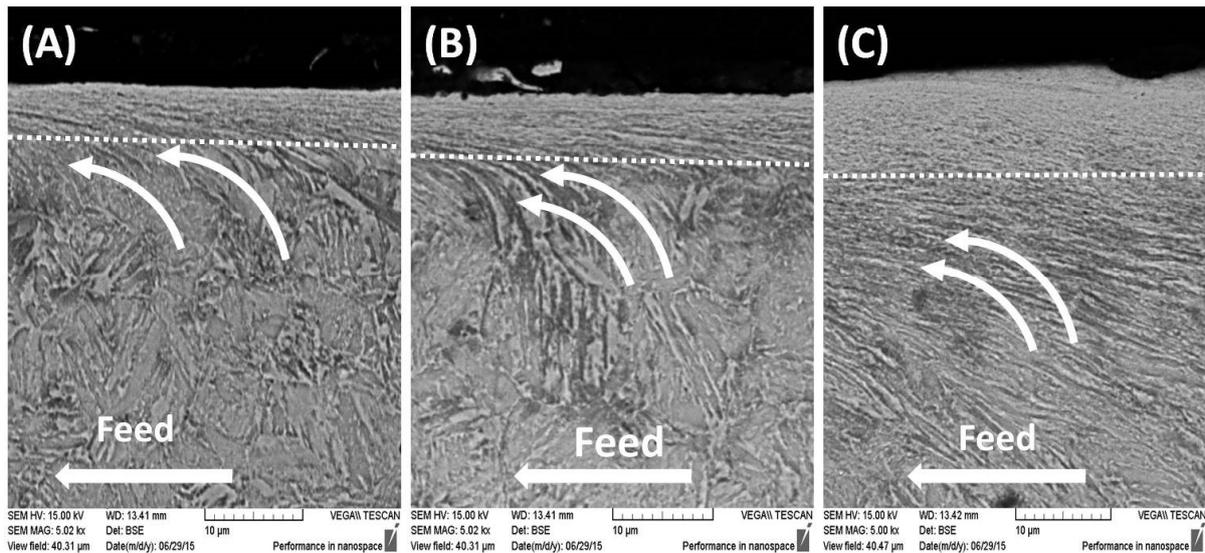


Figure 2-23: Micrographie MEB de la couche superficielle générée lors du procédé CoTuB.

2. 6.3. Analyse de la variance (ANOVA)

Pour déterminer les paramètres du procédé CoTuB qui sont statistiquement les plus significatifs, une analyse de la variance (ANOVA) a été effectuée. D'autre part, ANOVA donne une idée sur le paramètre de contribution qui identifie le degré de signification de chaque paramètre contrôlable. L'ANOVA qui est basé sur les données source indique les facteurs affectant la réponse moyenne au lieu de réduire la variation tandis que l'ANOVA qui est basé sur les données du rapport (S/B) considère ces deux aspects.

Les résultats de l'ANOVA pour chaque sortie sont résumés dans les tableaux suivants :

Tableau 2.7: Résultats de l'analyse de variance pour Ra.

Source	DoF	Adj SS	Adj MS	Valeur-F	Valeur-P	Cont(%)
Diamètre de la bille	1	8.384	8.384	0.34	0.566	1.28
L'effort de galetage	1	4.516	4.516	0.18	0.673	0.69
Vitesse de coupe	1	33.060	33.060	1.35	0.262	5.03
Profondeur de passe	1	34.298	34.298	1.40	0.253	5.22
Avance par tour	1	19.998	19.998	0.82	0.379	3.05
Diamètre de la bille* Vitesse de coupe	1	13.810	13.810	0.56	0.463	2.10
Diamètre de la bille * Avance	1	26.825	26.825	1.09	0.310	4.09
Effort de galetage * Profondeur de passe	1	1.555	1.555	0.06	0.804	0.24
Vitesse de coupe * Profondeur de passe	1	28.333	28.333	1.16	0.297	4.32
Erreur Résiduel	17	416.896	24.523			63.5
Total	26	656.450				

DoF: degré de liberté; Adj: Ajusté; SS: somme des carrés; MS: moyenne carrée; Cont: Contribution

Tableau 2.8: Résultats de l'analyse de la variance pour les contraintes résiduelles dans la direction d'avance σ_{yy} .

Source	DoF	Adj SS	Adj MS	Valeur-F	Valeur-P	Cont(%)
Diamètre de la bille	1	56.372	56.372	3.87	0.066	8.38
L'effort de galetage	1	125.841	125.841	8.63	0.009	18.77
Vitesse de coupe	1	61.770	61.770	4.24	0.055	9.22
Profondeur de passe	1	32.560	32.560	2.23	0.153	4.86
Avance par tour	1	25.958	25.958	1.78	0.200	3.87
Diamètre de la bille* Vitesse de coupe	1	57.688	57.688	3.96	0.063	8.61
Diamètre de la bille * Avance	1	37.259	37.259	2.56	0.128	5.56
Effort de galetage * Profondeur de passe	1	141.300	141.300	9.69	0.006	21.08
Vitesse de coupe * Profondeur de passe	1	5.444	5.444	0.37	0.549	0.81
Erreur Résiduel	17	247.835	14.579			36.97
Total	26	670.281				

DoF: degré de liberté; Adj: Ajusté; SS: somme des carrés; MS: moyenne carrée; Cont: Contribution

Tableau 2.9: Résultats de l'analyse de la variance pour les contraintes résiduelles dans la direction de galetage σ_{xx} .

Source	DoF	Adj SS	Adj MS	Valeur-F	Valeur-P	Cont(%)
Diamètre de la bille	1	18.741	18.741	4.48	0.049	8.11
L'effort de galetage	1	34.032	34.032	8.13	0.011	14.73
Vitesse de coupe	1	21.866	21.866	5.22	0.035	9.46
Profondeur de passe	1	33.490	33.490	8.00	0.012	14.50
Avance par tour	1	4.675	4.675	1.12	0.305	2.02
Diamètre de la bille* Vitesse de coupe	1	15.264	15.264	3.65	0.073	6.61
Diamètre de la bille * Avance	1	4.343	4.343	1.04	0.323	1.88
Effort de galetage * Profondeur de passe	1	31.121	31.121	7.43	0.014	13.47
Vitesse de coupe * Profondeur de passe	1	2.493	2.493	0.60	0.451	1.08
Erreur Résiduel	17	71.167	4.186			30.80
Total	26	231.033				

DoF: degré de liberté; Adj: Ajusté; SS: somme des carrés; MS: moyenne carrée; Cont: Contribution

Tableau 2.10: Résultats de l'analyse de la variance pour la micro-dureté.

Source	DoF	Adj SS	Adj MS	Valeur-F	Valeur-P	Cont(%)
Diamètre de la bille	1	0.3667	0.36672	0.81	0.379	1.50
L'effort de galetage	1	0.5233	0.52331	1.16	0.296	2.14
Vitesse de coupe	1	0.0594	0.05937	0.13	0.721	0.24
Profondeur de passe	1	0.0145	0.01449	0.03	0.860	0.06
Avance par tour	1	0.0485	0.04852	0.11	0.747	0.20
Diamètre de la bille* Vitesse de coupe	1	0.1513	0.15129	0.34	0.570	0.62
Diamètre de la bille * Avance	1	0.0739	0.07392	0.16	0.690	0.30
Effort de galetage * Profondeur de passe	1	0.9625	0.96245	2.14	0.162	3.93
Vitesse de coupe * Profondeur de passe	1	0.3370	0.33696	0.75	0.399	1.38
Erreur Résiduel	17	7.6523	0.45014			31.22
Total	26	24.5096				

DoF: degré de liberté; Adj: Ajusté; SS: somme des carrés; MS: moyenne carrée; Cont: Contribution

Les Tableaux 2.7 jusqu'au Tableau 2.10 montrent les résultats de l'ANOVA pour chaque réponse. Ces analyses ont été effectuées à un niveau de signification de 5% ce qui garantit un niveau de confiance de 95%.

En se référant à la colonne « valeur-F » du Tableau 2.7 qui met en évidence l'effet principal de chaque facteur sur la variation globale de la rugosité Ra , on peut conclure que les facteurs et les interactions ne présentent aucune signification statistique sur la réponse de la rugosité de surface.

Le Tableau 2.8 montre le résultat de l'ANOVA des contraintes résiduelles dans la direction d'avance (σ_{yy}). On peut conclure que l'effort du galetage et l'interaction effort du galetage/profondeur de passe sont les facteurs les plus significatives avec $F = 8,63$ et $F = 9,69$ respectivement. Les autres facteurs et interactions ne présentent aucune signification statistique.

Les mesures du Tableau 2.9 montrent que l'effort de galetage ($F = 8,13$), la profondeur de coupe ($F = 8,00$), la vitesse de coupe ($F = 5,22$) et l'interaction effort du galetage/profondeur de passe ($F = 7,63$) ont un impact significatif sur la maximisation de la contrainte résiduelle de compression dans la direction de galetage (σ_{xx}). Les autres facteurs ont moins d'effets sur la contrainte résiduelle dans cette direction. Par ailleurs, le Tableau 2.10 montre que les différents facteurs n'ont pas un effet significatif sur la maximisation de la micro-dureté

2. 6.4. Equations de régression

Le modèle de régression polynomiale représentant la relation entre les paramètres du procédé CoTuB et les mesures des réponses dans le domaine exploré. Le plan d'expérience choisi ne permet

pas de faire une extrapolation à des conditions hors du domaine considéré dans cette étude. Néanmoins les équations 5, 6, 7 et 8 permettent d'identifier les facteurs et les interactions deux à deux influents sur les grandeurs physiques étudiées (R_a , contrainte et micro-dureté).

Le modèle de régression pour la rugosité de surface R_a est régi par l'Eq. 2.9 :

$$Ra(\mu m) = -8.75 + 0.610\phi_B + 0.00092F_B + 0.0767V_C - 3.38a_P - 9.3f + 0.00542\phi_B.V_C - 0.91\phi_B.f + 0.00350F_B.a_P - 0.0279V_C.a_P \quad (2.9)$$

Les valeurs prédites de rugosité arithmétique sont comparées avec les valeurs mesurées (Figure 2-24). Pour certaines conditions de CoTuB, les écarts sont significatifs. Selon les analyses précédentes, le taux de recouvrement dépendant de diamètre de la bille avec simultanément une avance faible ; la vitesse de coupe, la profondeur de passe et l'effort importants, contribueraient très certainement à un écrasement plus efficace des pics de rugosité. Cette interaction à cinq facteurs n'est pas considérée dans le présent plan d'expérience et n'intervient pas dans le modèle du R_a (Eq. 2.9).

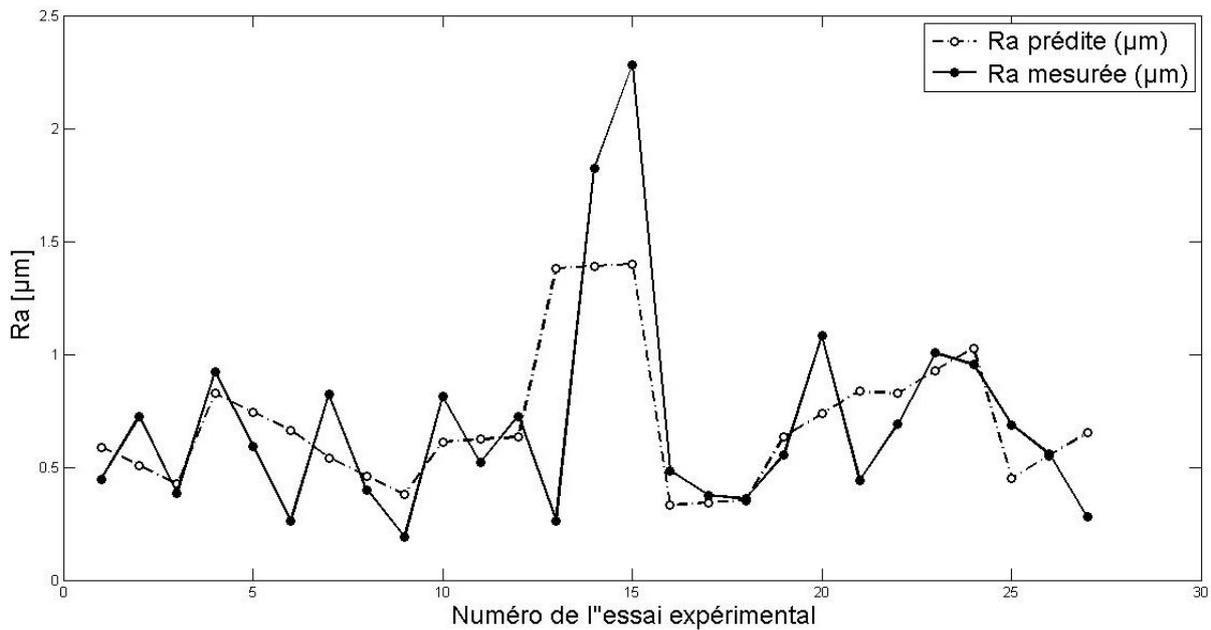


Figure 2-24: Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites de la rugosité en surface.

Le modèle des contraintes résiduelles dans la direction d'avance est régi par l'Eq. 2.10 :

$$\sigma_{YY} (MPa) = 7502 - 561\phi_B - 8.15F_B - 39.3V_C - 1335a_P + 4284f + 4.16\phi_B.V_C - 432\phi_B.f + 6.64F_B.a_P - 0.05V_C.a_P \quad (2.10)$$

Les valeurs prédites des contraintes résiduelles dans la direction d'avance sont comparées avec les valeurs mesurées correspondantes. Ceci est présenté dans la Figure 2-25.

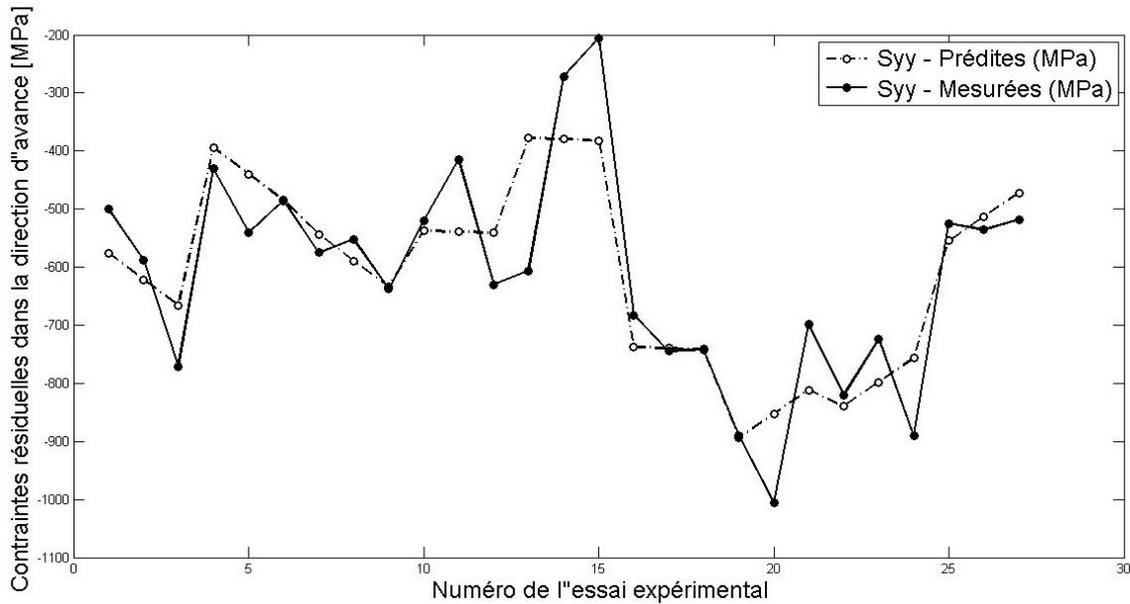


Figure 2-25: Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites des contraintes résiduelles surfaciques dans la direction d'avance.

Le modèle des contraintes résiduelles dans la direction de galetage est régi par l'Eq. 2.11 :

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} \text{ (MPa)} = & 5418 - 460\phi_B - 5.78F_B - 32.09V_C - 402a_P + 2937f \\ & + 3.717\phi_B.V_C - 352\phi_B.f + 4.607F_B.a_P - 4.47V_C.a_P \end{aligned} \quad (2.11)$$

Les valeurs prédites des contraintes résiduelles dans la direction de galetage sont comparées avec les valeurs mesurées correspondantes. Ceci est présenté dans la Figure 2-26.

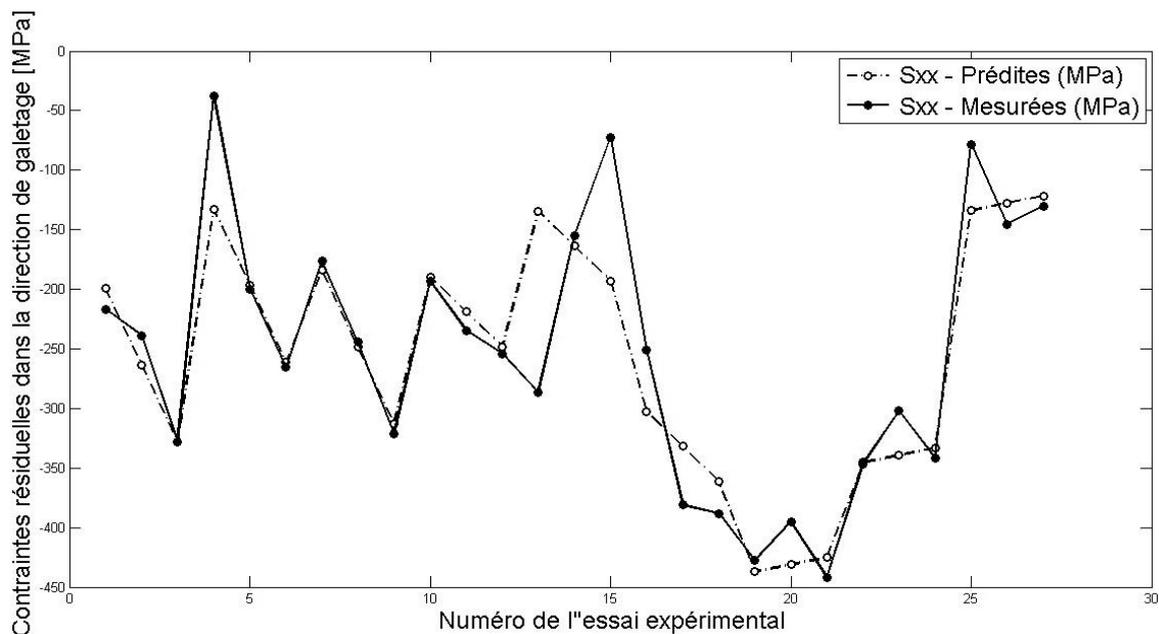


Figure 2-26: Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites des contraintes résiduelles surfaciques dans la direction de galetage.

Le modèle de micro-dureté est donné par l'Eq. 2.12 :

$$\begin{aligned} \mu H(HV) = & 379 - 23,1 \cdot \phi_B - 0,603 \cdot F_B - 1,39 \cdot V_C + 67 \cdot a_P + 1029 \cdot f \\ & + 0,047 \cdot \phi_B \cdot V_C - 100 \cdot \phi_B \cdot f + 0,767 \cdot F_B \cdot a_P - 1,37 \cdot V_C \cdot a_P \end{aligned} \quad (2.12)$$

Les valeurs prédites de micro-dureté sont comparées avec les valeurs mesurées correspondantes. Ceci est présenté dans la Figure 2-27.

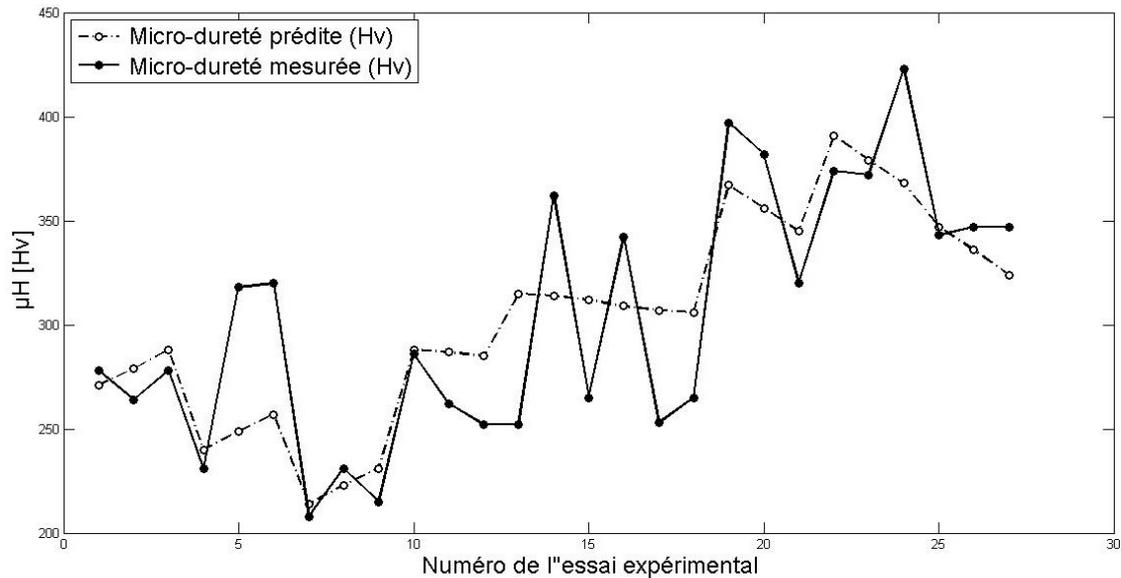


Figure 2-27: Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites de micro-dureté surfaciques.

Mêmes remarques que précédemment, les écarts visibles dans les figures 2.25, 2.26 et 2.27 s'expliquent par le fait que certaines interactions ne sont pas prises en compte.

2. 7. Conclusion

Sur la base de cette étude expérimentale traitant des capacités du procédé innovant de tournage-galetage combiné (CoTuB), on peut tirer les conclusions suivantes:

1. Un nouveau dispositif a été conçu et fabriqué pour effectuer l'opération CoTuB. Dans le cas de l'acier 42CrMo4, ce procédé améliore la rugosité de surface d'environ 70% (Une surface pré-usinée ayant une rugosité $R_a = 0,81 \mu\text{m}$ est finie et traitée mécaniquement par le procédé CoTuB pouvant atteindre une rugosité allant jusqu'à $0,189 \mu\text{m}$). En outre, on observe que la variation de l'effort de galetage n'a pas d'effet significatif sur la rugosité arithmétique R_a .
2. Il s'est avéré que pour différents diamètres de bille, d'effort de galetage, de vitesse de coupe et de la profondeur de passe, une vitesse d'avance égale à $0,05 \text{ mm/tr}$ donne un meilleur

résultat en termes d'intégrité de surface pendant le présent travail. Il semble y avoir une interaction forte entre ces cinq facteurs.

3. On observe que dans certaines conditions que les profondeurs affectées par des contraintes résiduelles de compression peuvent atteindre 0,8 mm. Ceci est notamment le cas de l'essai avec une bille de diamètre de 12 mm et une faible vitesse d'avance. Dans cet essai le taux de recouvrement étroitement lié au diamètre de la bille et à la vitesse d'avance, est plus important ce qui signifie que le même volume élémentaire représentatif en surface se voit galeté plusieurs fois.
4. Les résultats montrent que plus les valeurs de pression de galetage sont élevées, plus les valeurs de dureté augmentent. L'écrouissage induit par cette pression est d'autant plus important lorsque les conditions de coupe et d'avance favorisent une diminution de la limite d'élasticité par l'élévation de température et que de plus le taux de recouvrement est important.
5. Le procédé CoTuB améliore les propriétés en surface et en sous-surface en termes de contraintes résiduelles de compression et de micro dureté. Ces propriétés correspondent à un état mécanique favorisant une bonne résistance à la corrosion et à l'usure. Cet état devrait contribuer à améliorer considérablement la durée de vie de la surface fonctionnelle ainsi générée.
6. A partir des résultats obtenus, des modèles de régression ont été développés pour décrire les réponses caractérisant les performances de la surface traitée. Les écarts entre les valeurs renvoyées par le modèle et les valeurs réelles déterminées par mesure peuvent s'expliquer par le manque de certaines interactions non prises en compte et qui selon les analyses menées semblent importantes.

3. Simulation numérique du procédé tournage-galetage combiné

3.1. Introduction

Le but de cette partie est de contribuer à des approches et des méthodologies numériques permettant de reproduire le procédé de tournage-galetage combiné. Cependant, la simulation du procédé combiné et plus précisément de l'opération de coupe est à la fois intéressante et difficile.

En effet, de nombreux travaux ont montré que les modèles simulant les opérations de coupe présentent des problèmes numériques liés aux distorsions de maillage (Sasahara, et al., 2004); (Chatti, 2009); (Miguélez, et al., 2009) ; (Nasr, et al., 2007) ; (Attanasio, et al., 2009). Ceux-ci sont causés par le phénomène de séparation de matière, la modélisation du contact à l'interface outil / surface usinée, la loi de comportement et le choix des éléments quadrilatère du premier ordre à intégration réduite. Par ailleurs, ce modèle nécessite un temps de calcul relativement important dû à la simulation de la formation du copeau et ne permet pas en EXPLICITE de simuler correctement le retour élastique.

D'autre part, durant une opération de tournage-galetage combiné, l'outil de coupe et la bille de galetage réalisent plusieurs révolutions autour de la surface de la pièce. Chaque passage a un effet sur l'état de contrainte résiduelle obtenu au cours de la révolution précédente. De plus, il existe réellement un décalage axial et radial entre le centre de la bille et le rayon du bec de l'outil. Ce décalage n'est pas pris en compte dans le modèle 2D développé précédemment et il sera très difficile de développer un modèle 3D simulant l'opération de coupe avec enlèvement de matière et le galetage simultanément.

Le modèle 2D est donc utile pour la compréhension des phénomènes présents lors d'une opération de tournage-galetage combiné, mais il ne prédit pas convenablement l'état de contraintes résiduelles dans la direction de l'avance. En effet en 2D il est difficile de modéliser l'écoulement de la matière autour de la bille.

En partant de ces conclusions, et afin de surmonter les handicaps cités précédemment, une alternative de modélisation, appelée « Approche Mixte » a été développée et permettra de simplifier la simulation du procédé combiné.

3. 2. Approche mixte :

L'approche mixte est une alternative qui consiste à modéliser la génération des contraintes résiduelles tout en supprimant la formation du copeau et en la remplaçant par des chargements thermomécaniques équivalents qui se déplacent par rapport à la pièce à usiner avec une vitesse égale à la vitesse de coupe (Figure 3-1). Les chargements équivalents sont obtenus par des méthodes mixtes analytiques et expérimentales. Ils sont par la suite implémentés dans un modèle de simulation par éléments finis. Ce type d'approche a été utilisé pour le calcul des contraintes résiduelles lors d'un procédé de rectification (Hamdi, et al., 2004) et était fondé uniquement sur les aspects thermiques.

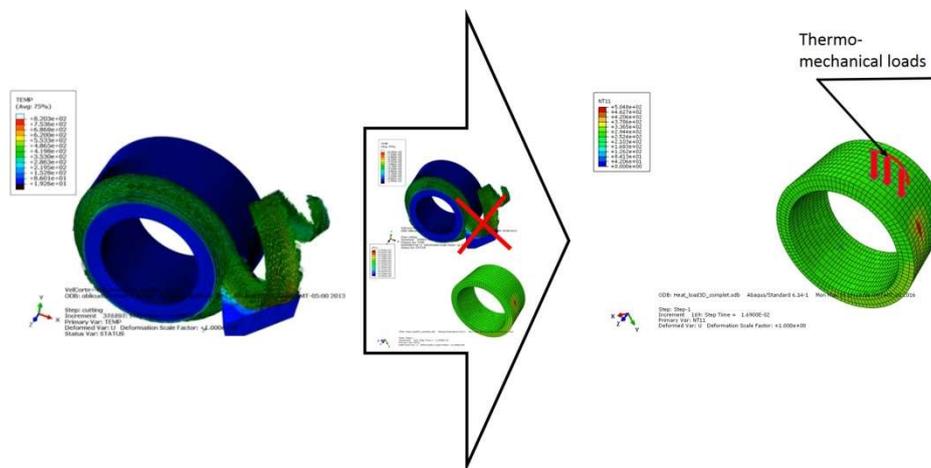


Figure 3-1 : Principe de l'approche mixte

Cette approche permet l'élimination du phénomène de formation des copeaux et de la modélisation du contact dans l'interface outil / surface usinée tout en surmontant la limitation de la modélisation 2D en passant facilement à la simulation 3D. Ceci permettra d'avoir une modélisation plus réaliste du procédé de tournage (ou du procédé combiné dans notre cas), conduisant à simuler un temps d'usinage important tout en limitant le temps de calcul (quelques heures). En outre, elle permet d'éviter la simulation du retour élastique ou de relaxation car elle utilise une formulation implicite.

Initialement, cette stratégie a été utilisée dans le cas 2D de coupe orthogonale (Valiorgue, et al., 2007), et puis étendue à trois dimensions sur un massif (Valiorgue, et al., 2012) afin de représenter une opération de coupe dans un cas relativement plus réaliste. Cependant, (Valiorgue, et al., 2012) considère que les chargements équivalents suivent une évolution simple linéaire et uniforme ; cette hypothèse ne représente pas correctement la réalité. De plus, le modèle a été développé sous SYSWELD®.

Cette étude vise à simuler une opération de tournage-galetage combiné longitudinal en 3 dimensions en utilisant une approche mixte améliorée et développée sous ABAQUS® : un logiciel très utilisé pour simuler les procédés de fabrication et possède par conséquent une large bibliothèque de modèle matériel. Vu que cette approche utilise une formulation implicite, le logiciel ABAQUS/STANDARD sera exploité.

Par conséquent, le seul défi est le choix et la quantification des chargements équivalents qui seront appliquées sur la pièce par l'outil de coupe.

Durant la phase de développement du modèle Mixte de l'opération de tournage-galetage combiné, la modélisation Mixte sera tout d'abord développée et appliquée à la simulation d'une opération de tournage de l'acier 42 Cr Mo 4.

3. 3. Détermination et quantification des chargements équivalents :

3. 3.1. Méthodologie

La méthodologie suivie permettant pour la modélisation mixte est décrite dans la Figure 3-2.

Dans un premier temps on va se focaliser sur la récupération de la forme et des chargements mécaniques et thermiques qui peuvent influencer sur la surface fraîchement réalisée après chaque passage de l'outil. Cette étape sera effectuée à partir d'un modèle 2D de coupe orthogonale développé sous ABAQUS / EXPLICIT. Elle permettra de localiser et de déterminer la forme de chaque type de chargement à imposer sur la pièce dans le cas 2D.

Ensuite, un modèle analytique sera présenté, qui permettra de quantifier des chargements équivalents à partir des paramètres déterminés expérimentalement. Ceci permettra donc d'obtenir des chargements équivalents dans le cas de deux dimensions. Ces derniers seront ainsi étendus dans le cas 3D selon des formes d'évolution qui seront décrites par la suite, ce qui permettra ainsi de développer un modèle mixte simulant l'opération de tournage en 3 dimensions en déplaçant les chargements équivalents sur la surface extérieure de la pièce.

Enfin, l'approche mixte sera appliquée sur un modèle 3D simulant l'opération de tournage-galetage combiné.

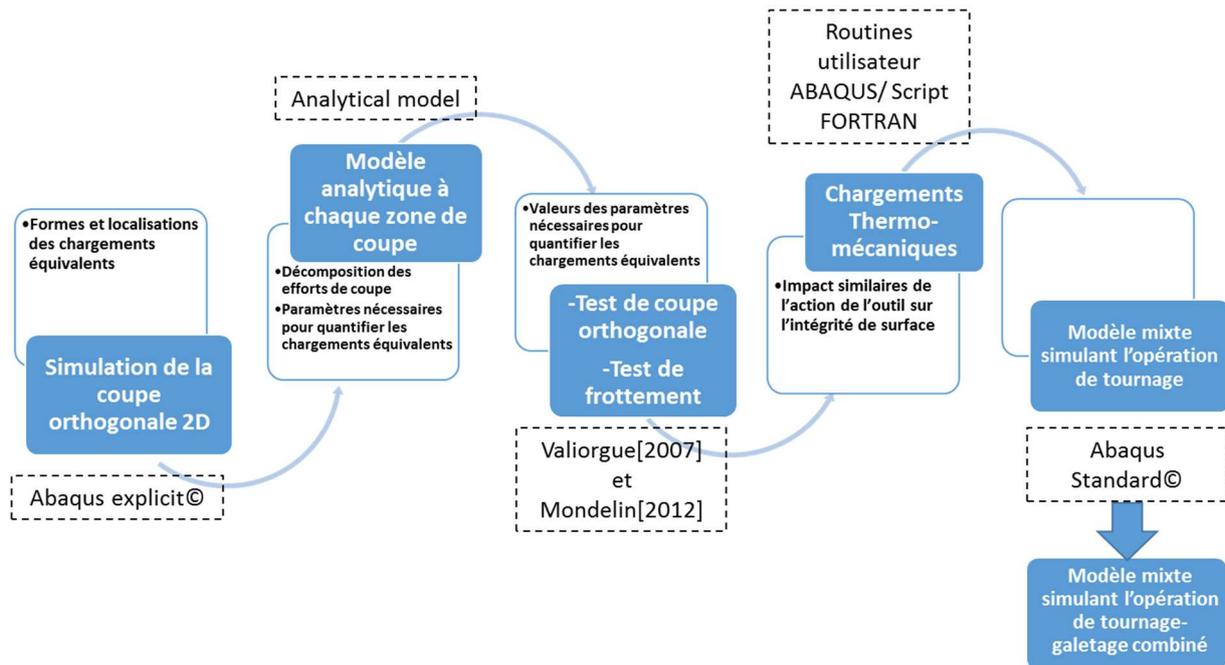


Figure 3-2 : Méthodologie de la modélisation mixte

3. 3.2. Identification des zones de cisaillement

Pour pouvoir identifier les chargements générés lors d'une opération de tournage, il est nécessaire d'identifier les zones de cisaillement. Après cela, les chargements équivalents seront tirés dans chaque zone.

Au cours de l'usinage, comme le montre la Figure 3-3, le copeau est formé par cisaillement essentiellement détenu dans une zone de déformation plastique étroite qui commence à partir de l'arête de coupe et la surface au cours de l'enlèvement de matière. Cette zone est appelée **la zone de cisaillement primaire** puisque le copeau est formé essentiellement dans cette zone. Par ailleurs, il existe deux autres zones de déformation plastique intense : **la zone de cisaillement secondaire**, s'étendant le long de l'interface copeau-outil en raison de la contrainte normale élevée sur la face de l'outil de coupe, et **la zone de cisaillement tertiaire** qui s'étend le long de l'interface outil-surface usinée en raison de la haute pression créée par la pointe de l'outil.

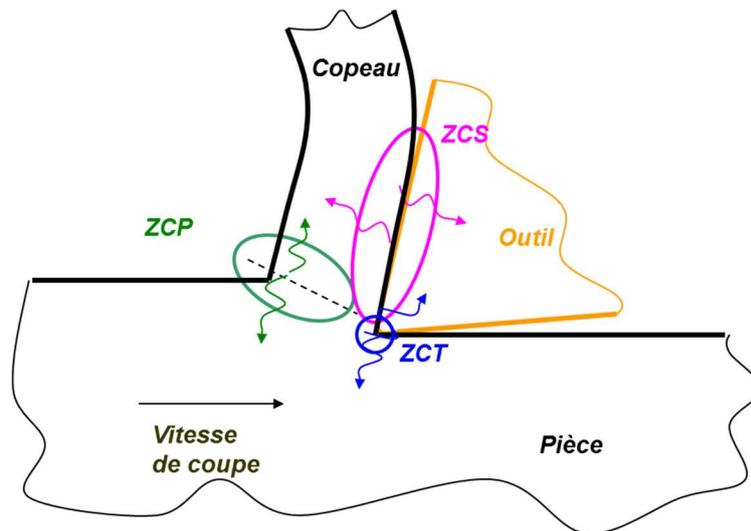


Figure 3-3 : Les zones de cisaillement lors d'une opération de coupe

La zone de cisaillement primaire et la zone de cisaillement secondaire ont été observées expérimentalement et communément admises par la communauté scientifique dans le domaine de l'usinage. Les développements théoriques et les principaux domaines d'intérêt sont :

- 1) La détermination des conséquences du procédé, tels que l'état des contraintes, les distributions de la déformation et de la vitesse de déformation, et la chaleur générée dans ces deux zones de déformation en fonction de la théorie de la plasticité ;
- 2) La prédiction de l'énergie dissipée lors de l'usinage en se basant sur l'équilibre des forces et la conservation de l'énergie. En raison de la grande déformation, la vitesse de déformation élevée, la température élevée et le comportement tribologique compliqué à l'interface outil-copeau dans le procédé d'usinage, les phénomènes mécaniques apparus lors de la formation du copeau ne sont pas encore bien compris.

En outre, la modélisation théorique moderne des procédés de coupe des métaux dépend fortement de l'exactitude de la loi constitutive du matériau. Par conséquent, l'identification précise des paramètres du matériau dans des conditions semblables à celles rencontrées dans la coupe des métaux est cruciale.

Par conséquent, un modèle robuste de coupe est nécessaire pour permettre la compréhension de la physique du procédé de formation des copeaux ; prédire avec précision les différents paramètres du procédé avec les propriétés connues des matériaux utilisés ; et inversement, avec plusieurs paramètres du procédé, obtenir les propriétés mécaniques du matériau pour les conditions rencontrées dans le procédé de coupe.

Afin de pouvoir identifier l'emplacement et l'ampleur des chargements thermomécaniques équivalents à l'action de l'outil, un modèle de coupe orthogonal 2D a été établie.

3. 3.3. Développement d'un modèle de coupe orthogonale

Les principales zones d'interaction entre l'outil et la pièce usinées sont situées au niveau des zones de cisaillement. En raison de la nature de l'approche utilisée, les phénomènes apparaissant dans la zone de cisaillement secondaire seront négligés. D'autre part, l'influence des deux autres zones de cisaillement seront prises en compte.

Pour pouvoir valider les hypothèses des chargements équivalents à appliquer au modèle 2D en cours d'exécution par l'application des chargements équivalents, une étude a été réalisée en utilisant le logiciel ABAQUS®EXPLICIT pour simuler une opération classique de coupe orthogonale 2D. Le modèle utilise une formulation lagrangienne et se base sur les travaux de (Mabrouki & Rigal, 2006).

3. 3.3.1. Modèles géométriques :

L'outil de coupe est modélisé par la partie la plus sollicitée par l'opération de tournage (Figure 3-4).

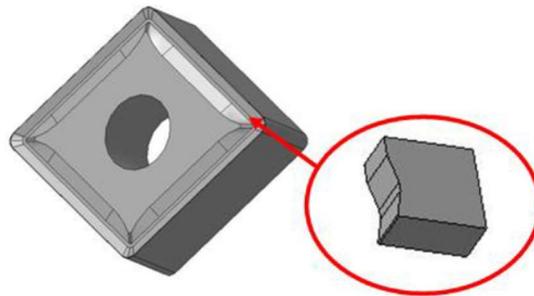


Figure 3-4 : Modélisation de l'outil de coupe

Il est considéré comme un corps 2D (« Shell » sous ABAQUS®) déformable ayant une géométrie comme celle indiquée dans la Figure 3-5.

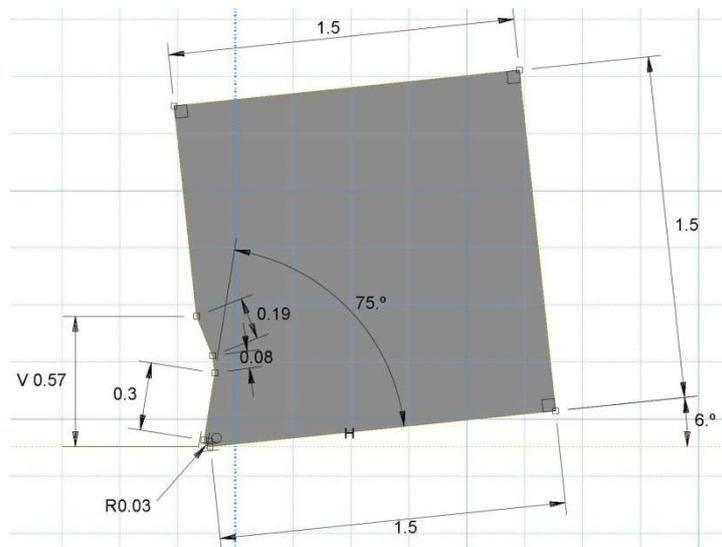


Figure 3-5 : Paramètres géométriques de l'outil de coupe

La pièce est modélisée par un corps déformable. La géométrie est un rectangle de dimension 6 mmx 3 mm. Trois partitions, selon les suggestions de T. Mabrouki (Mabrouki & Rigal, 2006), ont été réalisées pour pouvoir raffiner le maillage dans les zones les plus sollicitées (zones supérieures) (Figure 3-6). Ces partitions permettent de limiter les zones qui seront décrites par un comportement avec endommagement. Ceci permet de réduire énormément le temps de calcul (Mabrouki & Rigal, 2006).

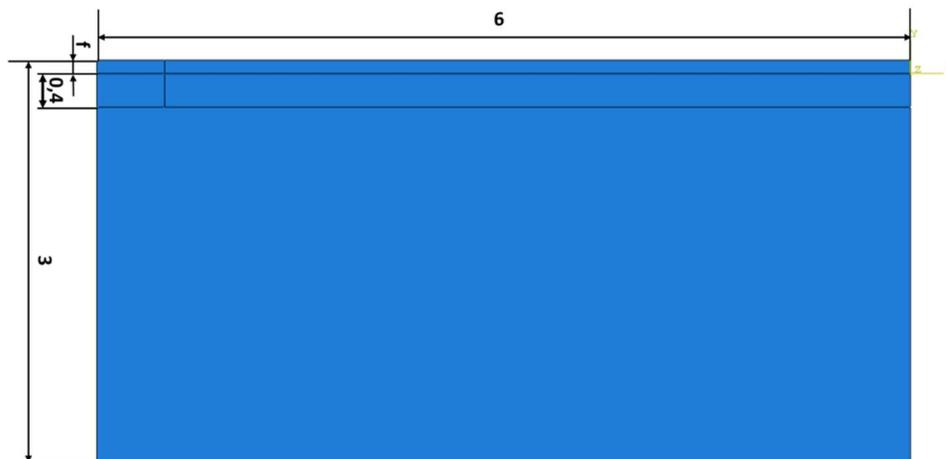


Figure 3-6 : Modélisation et paramètres géométriques de la pièce à usiner.

3. 3.3.2. Propriétés des matériaux

L'outil de coupe est modélisé par un comportement élasto-plastique. La plaquette est revêtue en TiAlN dont les propriétés sont données dans le Tableau 3.1.

La simulation du procédé de tournage et particulièrement la formation du copeau nécessite un comportement thermo-visco-plastique de la pièce qui est un acier 42CrMo4. Dans le cas de grande déformation plastique et de grande vitesse de déformation la loi de (Johnson & Cook, 1983) est la forme la plus connue et la plus souvent adoptée. C'est une loi multiplicative à trois termes représentant la contrainte d'écoulement équivalente et décrite par l'Eq. 3.1 :

$$\bar{\sigma} = (A + B \varepsilon^n) \left[1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 - \frac{T - T_{ref}}{T_{fusion} - T_{ref}} \right] \quad (3.1)$$

Avec :

« $\bar{\sigma}$ » : la contrainte équivalente, « $\bar{\varepsilon}$ » : la déformation équivalente, « $\dot{\varepsilon}$ » la vitesse de déformation plastique, « $\dot{\varepsilon}_0$ » Taux de déformation plastique de référence ($10^{-3} \cdot s^{-1}$), « T_{ref} » est la température ambiante, et « T_{fusion} » est la température de fusion. « A » est la limite élastique [MPa], « B » est le module d'écrouissage, « n » le coefficient d'écrouissage, « C » coefficient dépendant de la vitesse de déformation [MPa], et « m » le coefficient d'adoucissement thermique (Tableau 3.1 et Tableau 3.2).

Tableau 3.1 : Propriétés des matériaux et conditions de coupe (Salvatore, et al., 2012).

PROPRIETES MECANIKES ET PHYSIQUES	Propriétés plastiques de la pièce	A [MPa]	595	
		B [MPa]	580	
		C	0.023	
		n	0.133	
		m	1.03	
	Fraction de chaleur inélastique		0.9	
	Densité (ρ) [t.mm⁻³]	Pièce en acier 42CrMo 4	7.8E-9	
		Outil de coupe	1.29E-8	
	Elasticité (E, ν) [MPa]	Pièce	210000, 0.3	
		Outil de coupe	800000, 0.22	
	Conductibilité (k) [mW.mm-1.K-1]	Pièce	46	
		Outil de coupe	46/22	
		Pièce	477 000 000	

	Chaleur massique (c) [mJ.t⁻¹.K⁻¹]	Outil de coupe	226 000 000
PROCEDES ET GEOMETRIES	Vitesse de coupe (V_C) [m/min]		150
	Vitesse d'avance (f) [mm/rev]		0.1
	Profondeur de passe (a_p) [mm]		1
	Rayon du bec de l'outil (r_p) [mm]		0.5
	Angle de coupe (γ) [°]		0
	Angle de dépouille (α) [°]		-6

Pour le phénomène de séparation de copeau au cours de la simulation de la coupe, des critères géométriques et mécaniques peuvent être utilisés, dont une partition de séparation de matière et un critère d'endommagement (Eq. 3.2) ont été établies dans la région extérieure de la pièce (Figure 3-7).

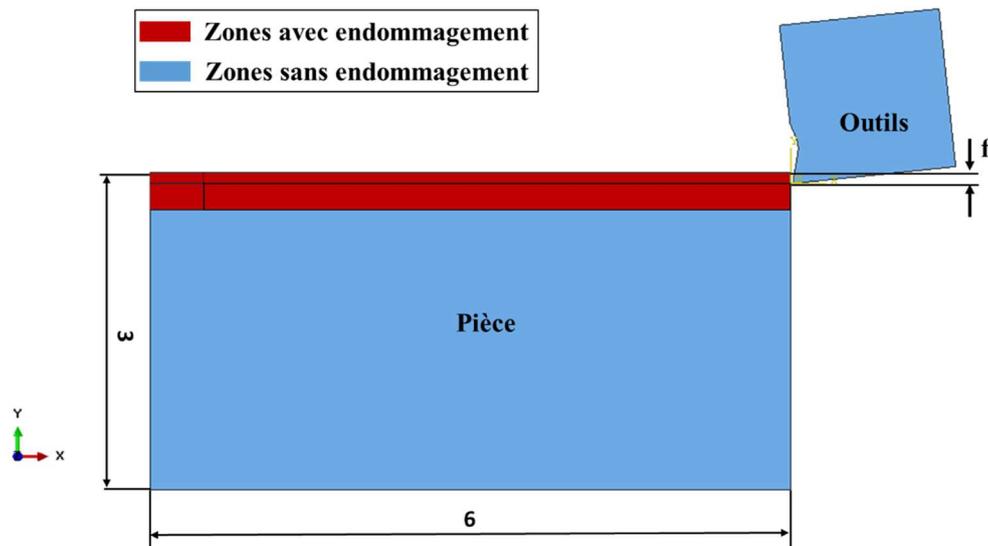


Figure 3-7 : Zones d'endommagement et sans endommagement

Le critère d'endommagement et de rupture de la loi de (Johnson & Cook, 1985) est donné par l'Eq. 3.2:

$$\varepsilon_f = \left[D_1 + D_2 \exp(-D_3 \eta) \right] \times \left[1 + D_4 \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right] \times \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_{ref}}{T_{fusion} - T_{ref}} \right)^m \right] \quad (3.2)$$

Avec :

η : le rapport entre la contrainte moyenne et la contrainte efficace et D_i sont des constantes d'endommagement relatives à la loi de Johnson & Cook. Les valeurs des paramètres utilisés pour l'acier 42CrMo4 sont données dans le Tableau 3.2.

D1	D2	D3	D4	D5	Température de fusion (°K)	Température de référence (°K)	Taux de déformation plastique de référence (s-1)
0.088	4.7	3.15	0.002	0.61	1793	293	0.001

Tableau 3.2 : Paramètres d'endommagement de la loi de Johnson Cook pour l'acier 42CrMo4, (Pantalé, et al., 2004).

D1	D2	D3	D4	D5	Température de fusion (°K)	Température de référence (°K)	Taux de déformation plastique de référence (s ⁻¹)
0.088	4.7	3.15	0.002	0.61	1793	293	0.001

3. 3.3.3. Conditions aux limites et interactions

- Pour la Pièce

Une symétrie est imposée aux nœuds de la base afin de bloquer la pièce en translation selon la direction Y. On impose aussi une vitesse égale à la vitesse de coupe selon la direction X et dans le sens positif (Figure 3-8).

- Pour l'outil

Afin d'avoir un comportement élasto-plastique et des propriétés thermiques, l'outil de coupe est un corps déformable bloqué en rotation et en translation dans les nœuds loin du contact (Figure 3-8)

- Pour les interactions et le frottement

En raison des vitesses de déformation élevées, des températures et des contraintes très importantes, une grande puissance mécanique est dissipée au niveau de l'interface outil-copeau et de la surface de travail. Ce qui peut ainsi apporter diverses modifications structurelles dans la zone de contact.

Dans notre cas, le modèle de frottement de Coulomb isotrope a été adopté. Le frottement entre l'outil et la pièce est considéré uniforme.

$$|\sigma_t| \geq \mu |\sigma_n| \quad (3.3)$$

$$|\sigma_t| < \mu |\sigma_n| \quad (3.4)$$

Avec μ est le coefficient de frottement entre l'outil et la pièce $\mu_{42CrMo4/TiAlN} = 0,32$ (Pantalé, 2005).

On applique un contact « surface to surface » en supposant que l'outil est la « surface maitre » et la pièce est « la surface esclave ».

Les phénomènes thermiques sont définis par la création d'un flux généré par frottement. On suppose qu'il n'y a pas d'accumulation de chaleur au niveau du contact, ce qui implique que la totalité du flux φ_g généré par frottement est partagée entre les deux solides. On peut ainsi définir un coefficient de partage « α » entre l'outil et la pièce. Ce coefficient définit la fraction du flux de chaleur généré par frottement $\varphi_{g \rightarrow outil}$ entrant dans l'outil de coupe (Pantalé, 1996).

$$\varphi_{g \rightarrow outil} = \alpha \cdot \varphi_g \quad (3.5)$$

Le flux entrant dans la pièce usinée est donné par l'équation suivante :

$$\varphi_{g \rightarrow pièce} = (1 - \alpha) \cdot \varphi_g \quad (3.6)$$

Pour le couple 42CrMo4/TiAlN, le coefficient de partage est égal à 61% (Pantalé, 1996).

- Conditions initiales

Une température de 20°C (293 °K) a été imposée comme condition initiale en tout point de l'assemblage ou du système (Figure 3-8).

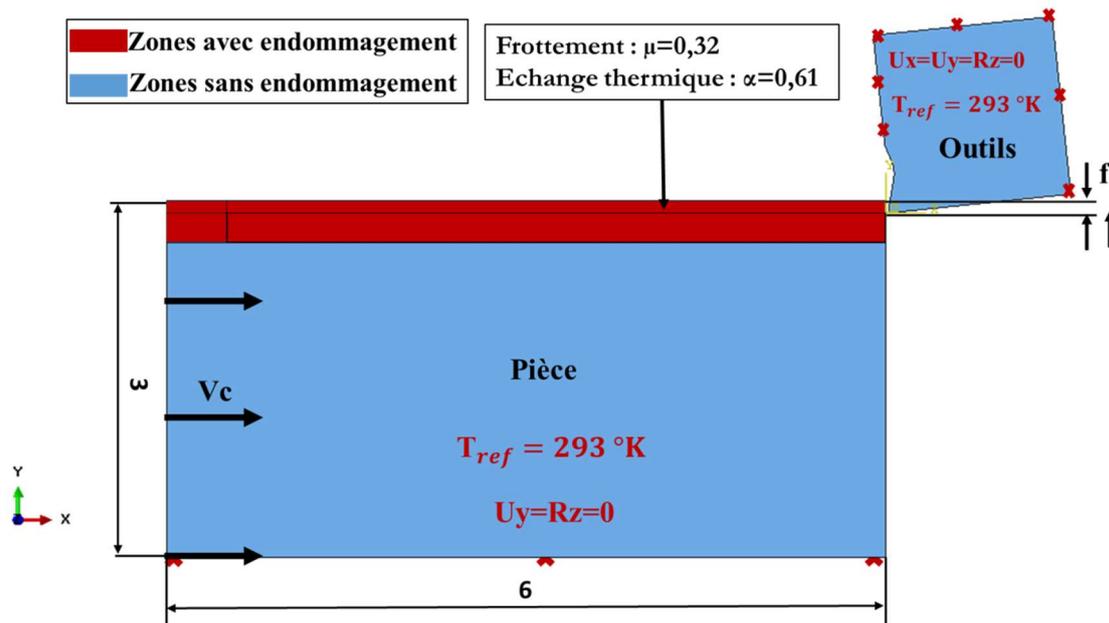


Figure 3-8 : Interactions et conditions imposées aux limites

3. 3.3.4. Maillage

Les éléments utilisés sont de type CPE4RT: éléments quadrilatères à quatre nœuds ayant des degrés de libertés de type déplacement bilinéaire et température, et à intégration réduite. Le nombre d'éléments dans la pièce et dans l'outil de coupe est respectivement de 9346 et 608 éléments. La taille des éléments dans la pièce varie entre 10 μm et 300 μm selon les zones. Concernant l'outil de coupe, la taille varie entre 10 μm et 100 μm dans l'outil de coupe. Le temps de calcul est d'environ 1 heures et 30 min sur un micro-ordinateur ayant 8 Go de Ram et un processeur i5 avec une fréquence d'horloge égale à 2700 MHz.

3. 3.4. Extraction des chargements équivalents

Pour pouvoir récupérer les chargements imposés induits par l'outil de coupe sur la surface extérieure de la pièce, une ligne de mesure est tracée le long de la surface fraîchement obtenue après enlèvement de matière. Elle est située à une profondeur égale à l'avance par tour f (Figure 3-9). Cette ligne sert à mesurer les différents chargements générés et résultants de l'opération de coupe. Les chargements à identifier s'étendent de la zone de cisaillement tertiaire à la zone de cisaillement primaire.

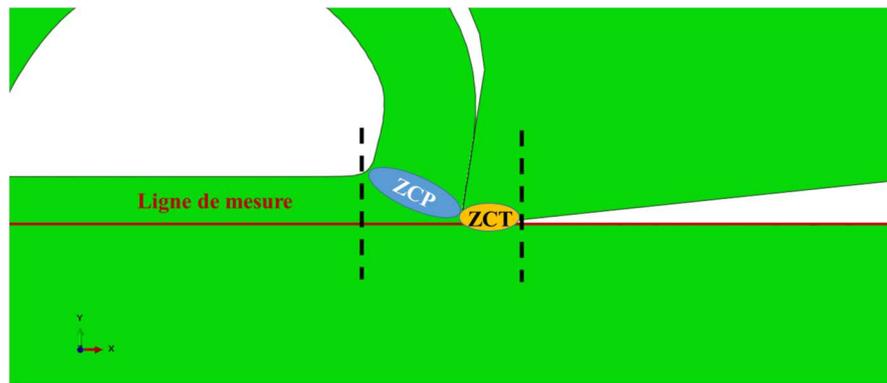


Figure 3-9 : Ligne de mesure des chargements générés lors d'une opération de coupe

Les chargements à récupérer sont les contraintes normales et tangentielles, le flux de chaleur et la température. Cette méthode permettra de déterminer chaque type de chargement à imposer dans chaque zone de cisaillement.

3. 3.4.1. Récupération des chargements générés lors de l'opération de coupe

Dans cette partie, les chargements sont tirés au cours de la simulation d'une opération de coupe en les mesurant le long de la ligne de mesure en rouge à partir du modèle développé dans la section précédente (Figure 3-9). Les paramètres de coupe utilisés sont : la vitesse de coupe $V_c = 150$ m/min, l'avance par tour est $f = 0.1$ mm/tr, et la profondeur de passe $a_p = 1$ mm.

- Chargements mécaniques

Les contraintes ainsi que les déformations plastiques normales et tangentielles le long de la ligne de mesure sont mesurées au cours du procédé de coupe et tracées dans la Figure 3-10 et Figure 3-11.

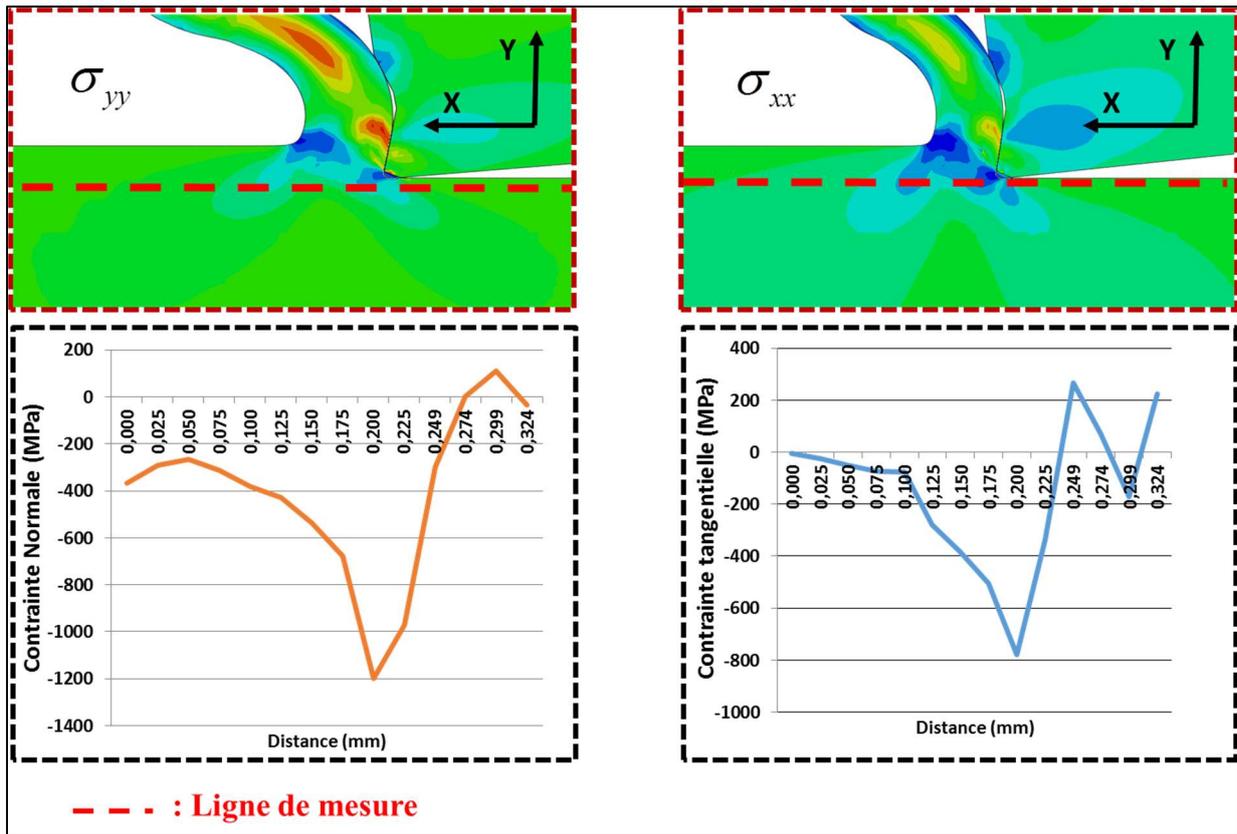


Figure 3-10 : Chargements mécaniques exercés par l'outil de coupe sur la surface usinée

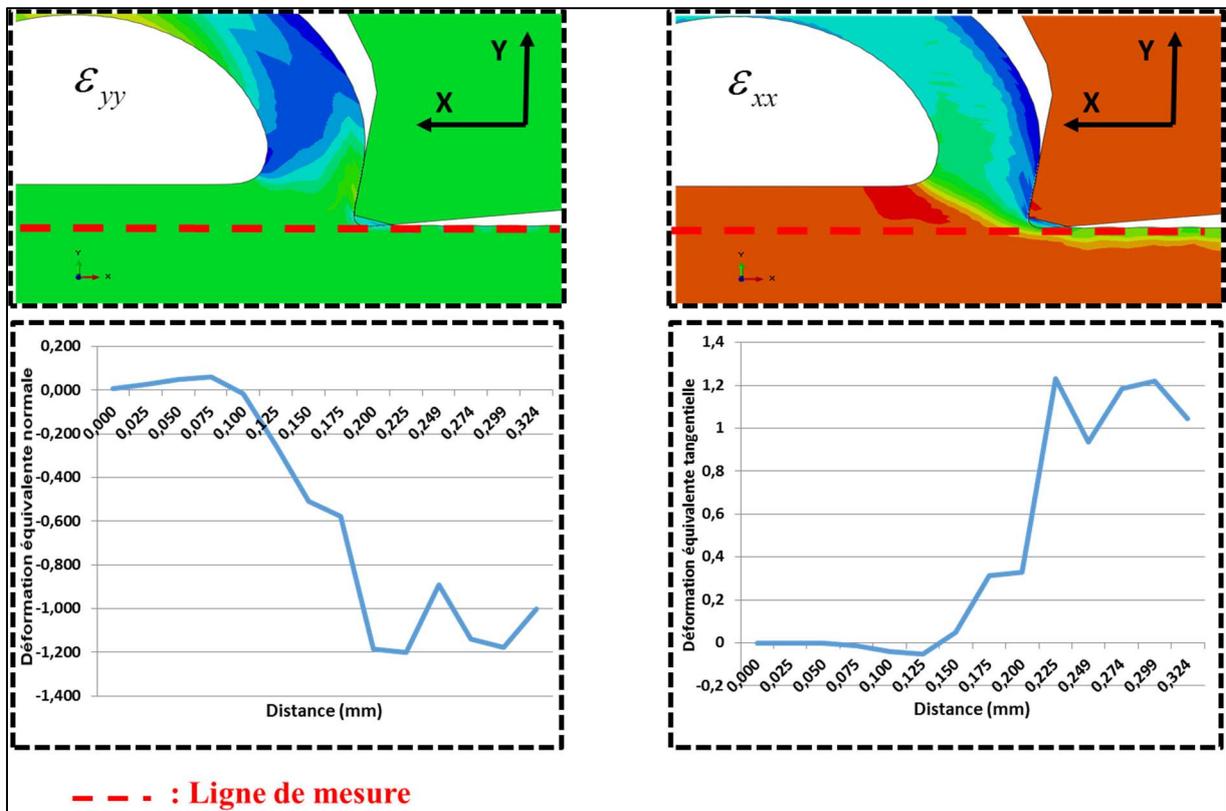


Figure 3-11 : Déformation plastique générée lors de l'opération de coupe

Les Figure 3-10 et Figure 3-11 montrent que les chargements mécaniques exercés par l'outil sur la pièce lors d'une opération de coupe sont situés principalement au niveau de la zone de cisaillement tertiaire. Cette constatation peut s'expliquer par le fait que les chargements mécaniques créés dans les autres zones de cisaillement sont absorbés par le copeau.

- Chargements thermiques

Concernant les chargements thermiques, le flux ainsi que la température générée au cours du procédé de coupe sont mesurés le long de la ligne de mesure et tracés dans la Figure 3-12.

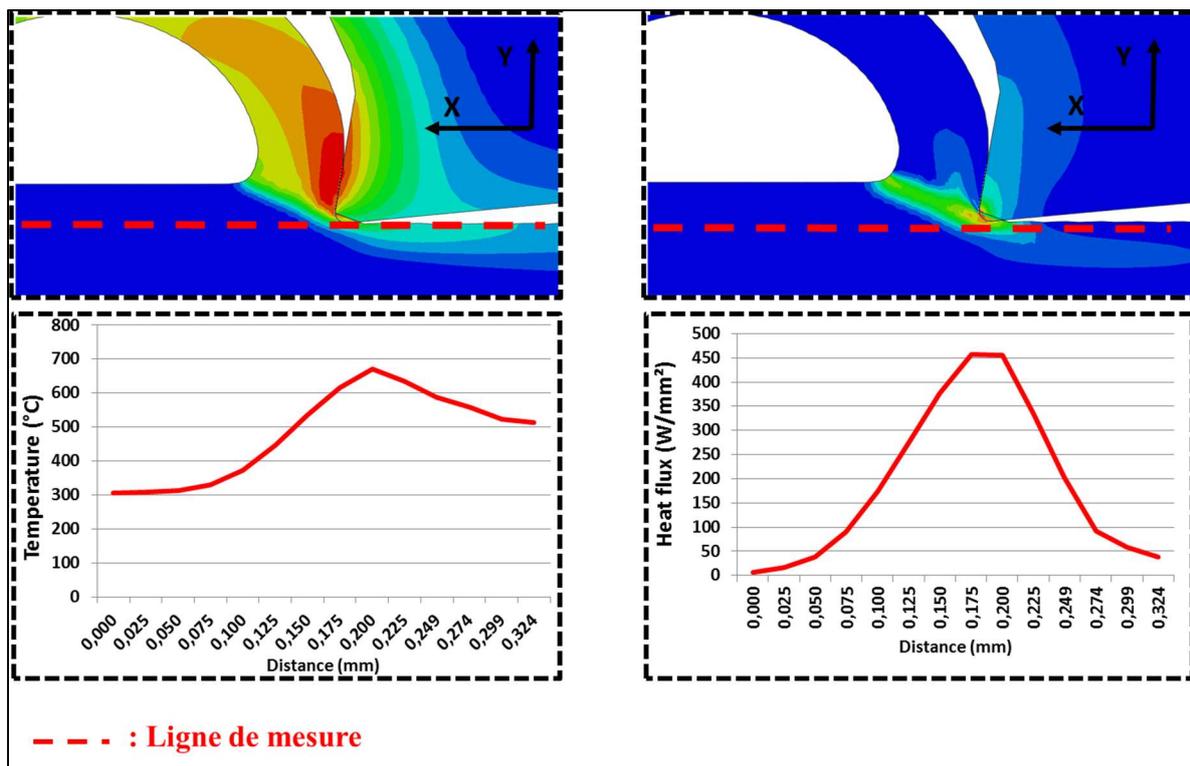


Figure 3-12 : Chargements thermiques générés lors d'une opération de coupe

La Figure 3-12 montre que la majorité des chargements thermiques induits par l'action de l'outil sur la pièce lors d'une opération de coupe sont situés principalement au niveau de la zone de cisaillement primaire et tertiaire.

En conclusion, cette étude a permis de localiser les chargements générés lors d'une opération de coupe. Différentes simulations ont été réalisées en utilisant plusieurs paramètres de coupe et ils conduisent relativement aux mêmes résultats en termes de zone affectée.

Il ne reste qu'à déterminer la forme et l'intensité de ces chargements qui sont (Figure 3-13):

- Un chargement thermique en ZCP s'étendant sur la largeur de copeau ;
- Un chargement thermique en ZCT s'étendant sur la zone de contact en dépouille ;

- Une contrainte tangentielle en ZCT s'étendant sur la zone de contact en dépouille ;
- Une contrainte normale en ZCT s'étendant sur la zone de contact en dépouille.

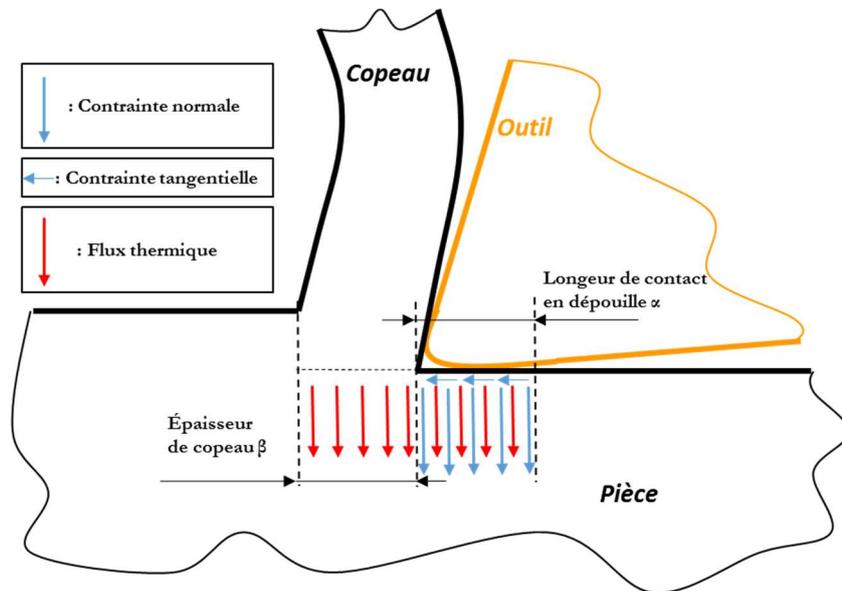


Figure 3-13 : Type de chargement à imposer dans chaque zone de cisaillement

3. 3.5. Modélisation et quantification des chargements générés lors de l'opération de coupe

Dans le chapitre précédent on a pu montrer que les chargements thermomécaniques appliqués par l'outil de coupe sur la surface usinée de la pièce lors d'une opération de coupe sont distribués dans les zones de cisaillement précisées précédemment : la ZCS étant située à l'interface entre le copeau et l'outil, la pièce ne peut être affectée que par les chargements thermomécaniques générés dans la ZCP et la ZCT. Il ne reste qu'à déterminer l'intensité des chargements thermomécaniques en fonction des paramètres de coupes connus.

La chaleur générée lors de l'opération de coupe peut avoir un effet significatif sur la formation des copeaux, l'usure de l'outil et la qualité de la surface usinée. Les mécanismes de génération de chaleur sont causés par l'énergie de déformation plastique générée essentiellement dans les zones de cisaillement primaire et secondaire et la friction par glissement le long de l'interface outil-surface usinée (Figure 3-14).

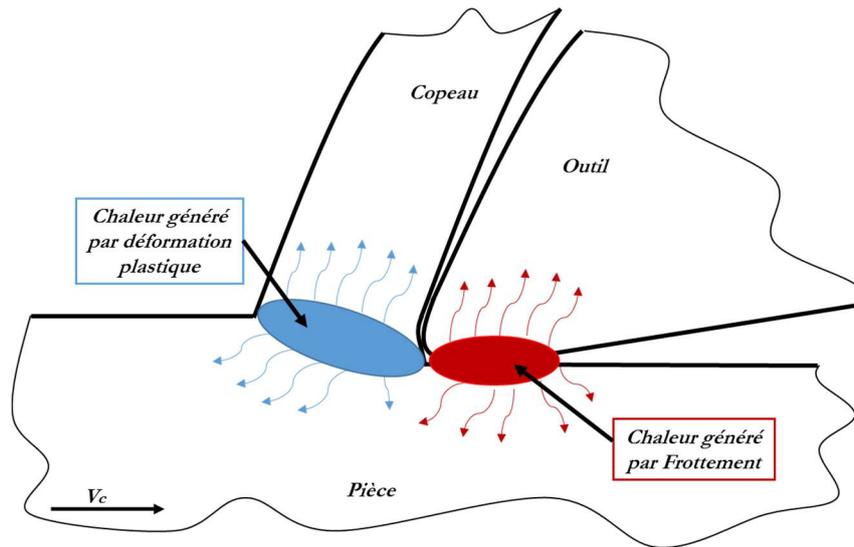


Figure 3-14 : Répartition de la chaleur générée lors de l'opération de coupe

L'effort de coupe et l'effort d'avance sont décomposés en six composantes selon leurs contributions dans chaque zone de cisaillement (Figure 3-15).

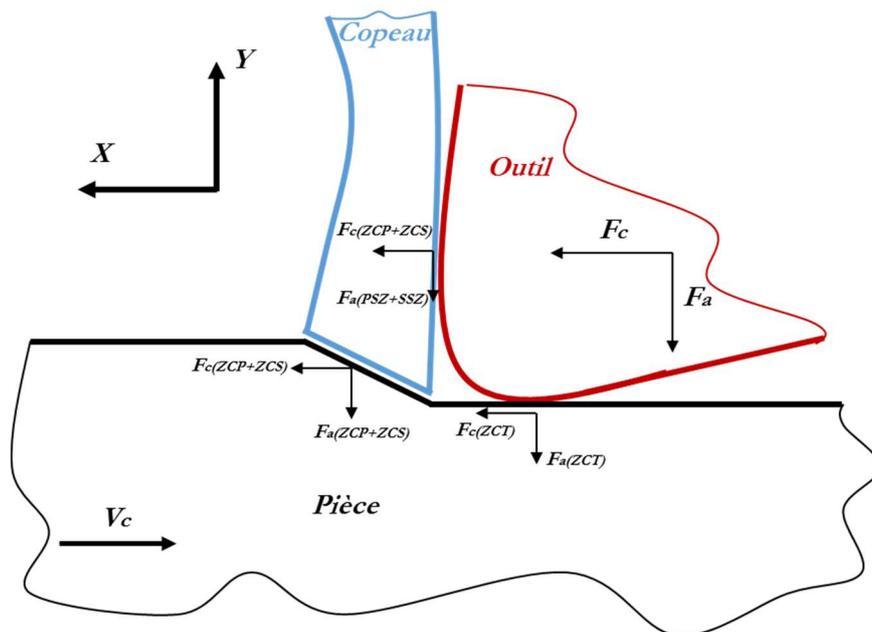


Figure 3-15 : Décomposition des efforts lors de l'opération de coupe

En négligeant les moments de ces efforts à cause des faibles distances entre les points d'application, les efforts de coupe et d'avance peuvent se décomposer de la forme suivante (Eq. 3.7) et (Eq. 3.8) :

$$F_C = F_{C(ZCP+ZCS)} + F_{C(ZCT)} \tag{3.7}$$

$$F_a = F_{a(ZCP+ZCS)} + F_{a(ZCT)} \tag{3.8}$$

- $F_{C(ZCP+ZCS)}$: Force normale générée par l'enlèvement de matière ;

- $F_{C(ZCT)}$: Force générée par le frottement sur la face de dépouille ;
- $F_{a(ZCP+ZCS)}$: Force générée par le frottement du copeau sur la face de coupe ;
- $F_{a(ZCT)}$: Force normale générée par la pénétration de l'outil dans la surface usinée.

Les forces générées par frottement dans chaque zone de cisaillements sont liées entre elles par les coefficients de frottements adhésifs (Tabor & Bowden, 1951), qui apparaissent dans la zone de contact en dépouille et dans l'interface outil/copeau (Eq. 3.9) et (Eq. 3.10).

$$F_{a(ZCP+ZCS)} = \mu_{ZCS} \times F_{C(ZCP+ZCS)} \quad (3.9)$$

$$F_{C(ZCT)} = \mu_{ZCT} \times F_{a(ZCT)} \quad (3.10)$$

Avec:

- μ_{SSZ} : Coefficient de frottement à l'interface outil/copeau ;
- μ_{TSZ} : Coefficient de frottement dans la zone de contact en dépouille.

Les coefficients de frottement sont déterminés expérimentalement en utilisant des essais de rayage (Zemzemi, et al., 2007). On détermine ainsi la vitesse de glissement dans chaque zone afin d'obtenir les coefficients de frottement en ZCS et en ZCT. On obtient ainsi les relations suivantes :

$$F_{C(ZCT)} = \mu_{ZCT} \frac{\mu_{ZCS} \cdot F_c - F_a}{\mu_{ZCS} \cdot \mu_{ZCT} - 1} \quad (3.11)$$

$$F_{C(ZCP)} = \frac{F_a - F_{a(ZCT)}}{\mu_{ZCS}} \quad (3.12)$$

3. 3.5.1. Quantification des chargements générés dans la zone de cisaillement primaire

Durant l'usinage à grande vitesse, la chaleur générée dans la pièce et le copeau n'a pas suffisamment de temps pour se diffuser à l'extérieur de la pièce. Par conséquent, l'élévation de la température dans la pièce et le copeau est principalement due au chauffage adiabatique localisé. Sur la base de cet argument et afin de simplifier l'analyse, les conditions d'échauffement adiabatique sont généralement considérées dans les simulations de coupe de métal, tel est le cas ici. Par conséquent, chaque point d'intégration des éléments finis du modèle est traité comme étant un point thermiquement isolé de ses voisins (Shet & Deng, 2003).

Soit ΔT le changement de température (augmentation de la température locale) dans la pièce et le copeau induit par le travail plastique dans un intervalle de temps Δt . Dans des conditions d'échauffement adiabatiques $\Delta T p$ peut être obtenue en utilisant l'équation ci-dessous :

$$\frac{\Delta T_p}{\Delta t} = \Lambda_1 \frac{\sigma_e \cdot \dot{\varepsilon}}{J \cdot C_p \cdot \rho}$$

$$\frac{\Delta T_p}{\Delta t} = \Lambda_1 \frac{\sigma_e \cdot \dot{\varepsilon}}{J \cdot C_p \rho} \quad (3.13)$$

Avec :

σ_e est la contrainte équivalente, $\dot{\varepsilon}$ est la déformation plastique équivalente, J est le facteur de conversion de chaleur équivalent, C_p est la chaleur spécifique, ρ est la densité massique et Λ_1 est la fraction de la puissance dissipée en ZCP et transformée en chaleur.

La puissance générée en ZCP peut s'exprimer de la façon suivante (Eq. 3.14):

$$\phi_{ZCP} = F_c (ZCP+ZCS) \cdot Vc \quad (3.14)$$

Shi (Shi, et al., 2002) propose que 85% de cette puissance est convertie en une puissance thermique ($\Lambda_1 = 0.85$) (Eq. 3.15) et 15% en puissance mécanique (Eq. 3.16).

$$\phi_{Thermique(ZCP)} = \Lambda_1 \cdot F_c (ZCP+ZCS) \cdot Vc \quad (3.15)$$

$$\phi_{Mecanique(ZCP)} = (1-\Lambda_1) \cdot F_c (ZCP+ZCS) \cdot Vc \quad (3.16)$$

La puissance générée en ZCP et transformée en chaleur est répartie entre la pièce, l'outil de coupe et le copeau (Schmidt & Roubik, 1949). Seule la puissance thermique entrante dans la pièce est considérée et permettra de calculer la densité de flux thermique dans la ZCP. (Schmidt & Roubik, 1949) assume que la majorité (90%) de cette puissance est dissipée dans le copeau contre 10% dans la pièce (Eq. 3.17).

$$\phi_{Th.piecc.ZCP} = \Lambda_2 \cdot \Lambda_1 \cdot F_c (ZCP+ZCS) \cdot Vc = 0.1 \times 0.85 \times F_c (ZCP+ZCS) \times Vc \quad (3.17)$$

$\Lambda_2 = 0.1$: est la fraction de la puissance thermique dissipée dans la pièce (Schmidt & Roubik, 1949).

La répartition de la puissance thermique générée en ZCP et transmise à la pièce est schématisée dans la Figure 3-16.

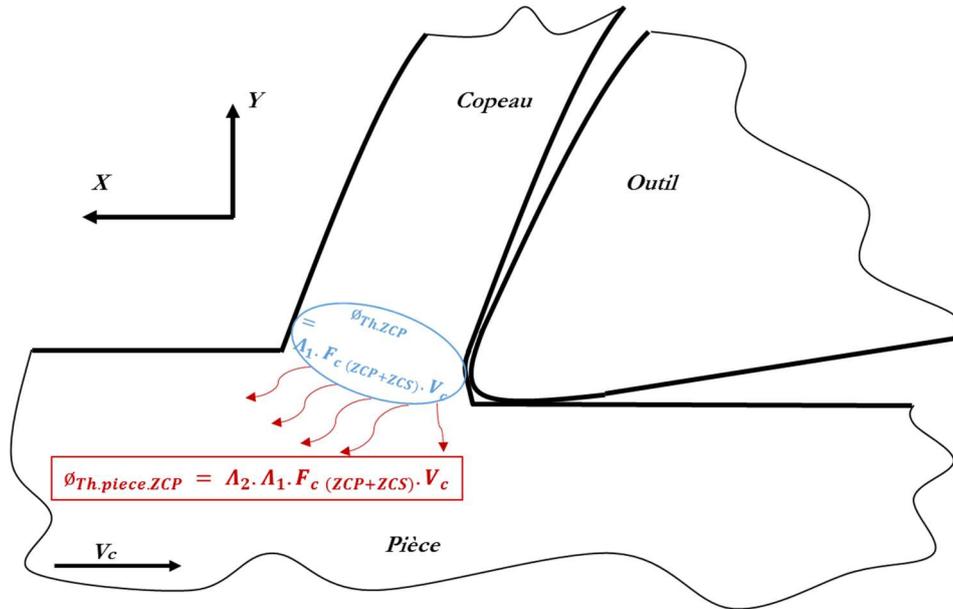


Figure 3-16 : Puissance thermique générée en ZCP

L'énergie de déformation plastique générée dans la zone de cisaillement primaire permet alors de déterminer l'intensité de flux thermique générée en ZCP comme suit : (Eq. 3.18)

$$\varphi_{(ZCP)} = \frac{V_c \times F_{C(ZCP+ZCS)}}{60 \cdot \pi \cdot \beta \cdot a_p} \cdot \Lambda_1 \cdot \Lambda_2 \quad (3.18)$$

Avec : β est l'épaisseur de copeau et a_p est la profondeur de passe.

3. 3.5.2. Quantification des chargements apparus dans la zone de cisaillement tertiaire

Dans cette zone, la génération de chaleur est essentiellement due aux frottements de l'outil contre la surface de la pièce dans la zone de contact en dépouille. De ce fait, la composante tangentielle dans cette zone $F_{C(ZCT)}$ est celle qui intervient dans le calcul de la puissance thermique générée dans la ZCT (Eq. 3.19).

$$\varphi_{TSZ} = F_{C(ZCT)} \cdot V_c = \mu_{ZCT} \cdot F_{a(ZCT)} \cdot V_c \quad (3.19)$$

Plus récemment, (Bonnet, et al., 2010) a identifié la partition de transfert de chaleur de la puissance mécanique pour une pièce en TA6V. Le coefficient de transfert de chaleur dans la pièce est une formule empirique déterminée par des mesures tribologiques en fonction de la vitesse de glissement. Ce coefficient de partage permet de déterminer la quantité de la puissance thermique (Eq. 3.20) en ZCT entrant dans la pièce.

$$\varphi_{Th,pièce(ZCT)} = \mu_{ZCT} \cdot F_{a(ZCS)} \cdot V_c \cdot (1 - \Lambda_3) \quad (3.20)$$

La répartition de la puissance thermique générée en ZCT et transmise à la pièce est schématisée dans la Figure 3-17.

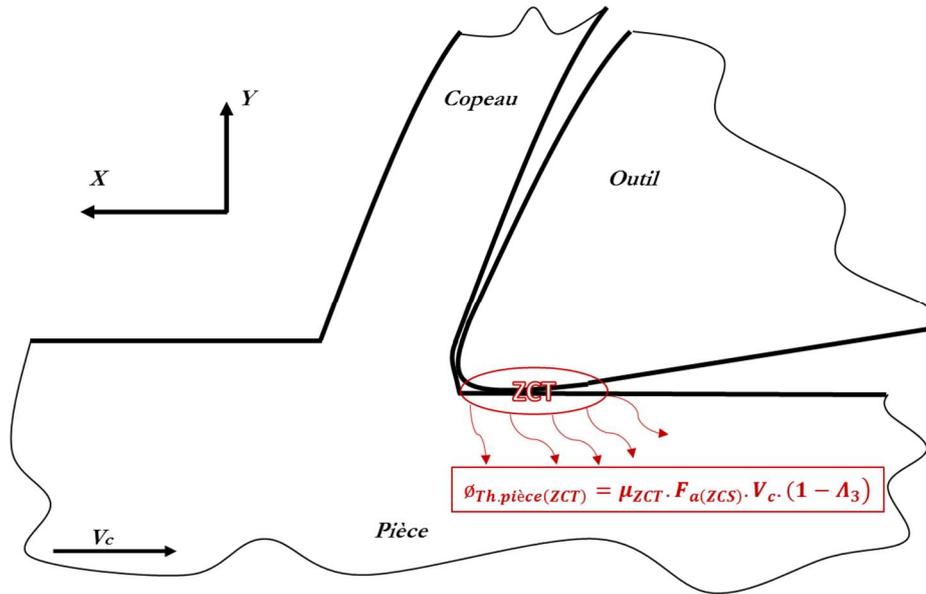


Figure 3-17 : Puissance thermique générée dans la zone de cisaillement tertiaire

On tire ainsi le flux de chaleur généré en ZCT entrant dans la pièce (Eq. 3.21)

$$\varphi_{(ZCT)} = \frac{\mu_{ZCT} \cdot F_{a(ZCT)} \cdot V_c}{60 \cdot \pi \cdot \alpha \cdot a_p} \cdot (1 - \Lambda_3) \quad (3.21)$$

Comme cité précédemment, on applique aussi un chargement mécanique dans cette zone qui se manifeste par une pression normale et une contrainte tangentielle causées par le contact pièce/outil dans la zone de contact en dépouille. L'expression de l'intensité (au centre du contact) de la pression normale (Eq. 3.22) et tangentielle (Eq. 3.23) est donnée comme suit :

$$P_{N(Max)} = \frac{2 \cdot F_{a(ZCT)}}{\pi \cdot \alpha \cdot a_p} \quad (3.22)$$

$$\sigma_{t(Max)} = \mu_{ZCT} \cdot \frac{2 \cdot F_{a(ZCT)}}{\pi \cdot \alpha \cdot a_p} \quad (3.23)$$

Les paramètres nécessaires à la quantification des chargements thermomécaniques équivalents dépendent :

- Des efforts de coupes F_C et l'effort d'avance F_a ;
- De l'épaisseur moyenne de copeau β ;
- De la longueur de contact en dépouille α ;

- Des coefficients de frottements de coulomb entre l'outil et la surface usinée μ_{ZCT} et entre l'outil et le copeau μ_{ZCS} .

3. 3.5.3. Détermination des paramètres nécessaires à la quantification des chargements thermomécaniques équivalents

L'objectif principal de cette partie est d'évaluer les chargements thermomécaniques équivalents utilisés dans le modèle mixte. Bien évidemment, il est nécessaire de connaître les paramètres cités précédemment. Ces derniers sont déterminés à travers des essais de frottements et de coupe orthogonale.

(Zemzemi, et al., 2007) a présenté les résultats des efforts de coupe, lors d'un essai de coupe orthogonale, mesurées avec un dynamomètre piézoélectrique Kistler 9121. Les expériences ont été réalisées sur un acier 42 Cr Mo 4. En outre, Zemzemi et al, ont développé un tribomètre qui permet d'extraire les coefficients de frottement à l'interface de la pièce/l'outil. Ce test a permis également de fournir des informations sur le flux de chaleur transmis au pion.

i. Essai de coupe orthogonale

Une partie des chargements thermomécaniques équivalents est déterminée par des tests de coupe orthogonaux réalisés par (Zemzemi, et al., 2007). Les essais de coupe orthogonaux permettent de contrôler l'épaisseur du matériau usiné, les angles de l'outil et la direction des efforts. A partir de ces essais de plusieurs paramètres nécessaires peuvent être mesurés :

- L'effort d'avance F_a et l'effort de coupe F_C ;
- L'épaisseur moyenne du copeau β ;
- La longueur de contact en dépouille entre l'outil et la pièce : α .

ii. Essais de frottement

Les paramètres tirés dans ces essais dépendent essentiellement des vitesses locales de glissement dans chaque zone de cisaillement. La vitesse de glissement dans la ZCT est proche de la vitesse de coupe ($V_g \approx V_C$). La vitesse de glissement en ZCS est estimée par le rapport de compression de copeau (Mondelin, 2012) (Eq. 3.24):

$$V_{g(ZCS)} = V_{\text{copeau}} = \frac{(V_c \cdot h)}{\beta} \quad (3.24)$$

Avec : h est l'épaisseur de copeau avant déformation et β est l'épaisseur moyenne de copeau.

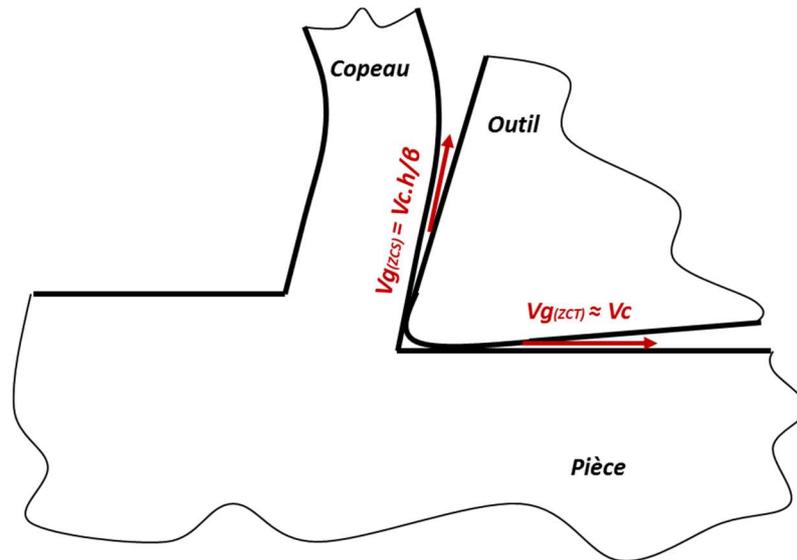


Figure 3-18 : Illustration des vitesses de glissement dans chaque zone

La première donnée de sortie fournie par cette expérience est le rapport entre la force tangentielle et la force normale. Ce coefficient peut être défini comme un coefficient de frottement apparent. Le procédé d'extraction du coefficient de friction adhésif est basé sur le principe de la décomposition par frottement en une composante adhésive et une composante de déformation (Eq. 3.25).

$$\mu_{app} = \frac{F_t}{F_n} = \mu_{adh} + \mu_{def} \quad (3.25)$$

Avec : μ_{app} est le coefficient de frottement apparent, μ_{adh} est le coefficient d'adhérence μ_{def} est le coefficient de déformation.

Les coefficients de frottement sont fortement influencés par la vitesse de glissement. Cela confirme le fait de considérer le coefficient de frottement dépendant de la vitesse de glissement. Les coefficients de frottement adhésif sont donnés par les équations suivantes :

- $\mu_{adh} = 2.1Vg^{-0.45}$ si $10 \text{ m/min} < Vg < 300 \text{ m/min}$
- $\mu_{adh} = 0.15$ si $Vg > 300 \text{ m/min}$

Les secondes données de sortie fournies par cette expérimentation sont le flux de chaleur transmis au pion. Le coefficient de partage de chaleur à l'interface A_3 est donné par l'équation suivante :

$$A_3 = \frac{\varnothing_{pion}}{\varnothing_{total}} \quad (3.26)$$

Le coefficient de partage de chaleur est modélisé par les équations suivantes (Zemzemi, et al., 2007) :

- $A_3 = 0.25$ Si $V_g < 25$ m/min
- $A_3 = 2,3.V_s^{-0.63}$ Si 25 m/min $< V_g < 300$ m/min
- $A_3 = 0.08$ Si $V_g > 300$ m/min

3. 3.5.4. Forme des chargements équivalents en deux dimensions

Les sources de chaleur et des chargements mécaniques sélectionnés peuvent être appliqués au modèle en supposant qu'ils suivent des distributions normales. Le principe est que les paramètres de la fonction qui se dressent pour la position des sources sont censés être variables au cours du temps.

L'idée d'une boucle temporelle est retenue, ce qui signifie que le résultat calculé à un incrément de temps présent est utilisé en tant que conditions initiales pour l'incrément de temps suivant.

Les sources sont supposées gaussiennes à décroissance non linéaire. Cette forme peut se traduire par la formule générale présentée dans (Eq. 3.27). Cette expression est issue de la source de Gauss.

$$S(x) = S_{MAX} \exp - 3 \left(\frac{x^2}{l^2} \right) \quad (3.27)$$

Avec :

S_{MAX} : L'amplitude de la source imposée ;

l : est la demi longueur de la densité du chargement imposé.

Par conséquent, à chaque pas de temps, les paramètres de la fonction des sources de chaleur et des chargements mécaniques et le centre de ces sources varient au cours du temps, le déplacement de la source de chaleur peut être bien simulé.

i. Forme des chargements mécaniques

Les chargements mécaniques imposés dans la zone de cisaillement tertiaire sont supposés suivre une loi de Gauss (Figure 3-19).

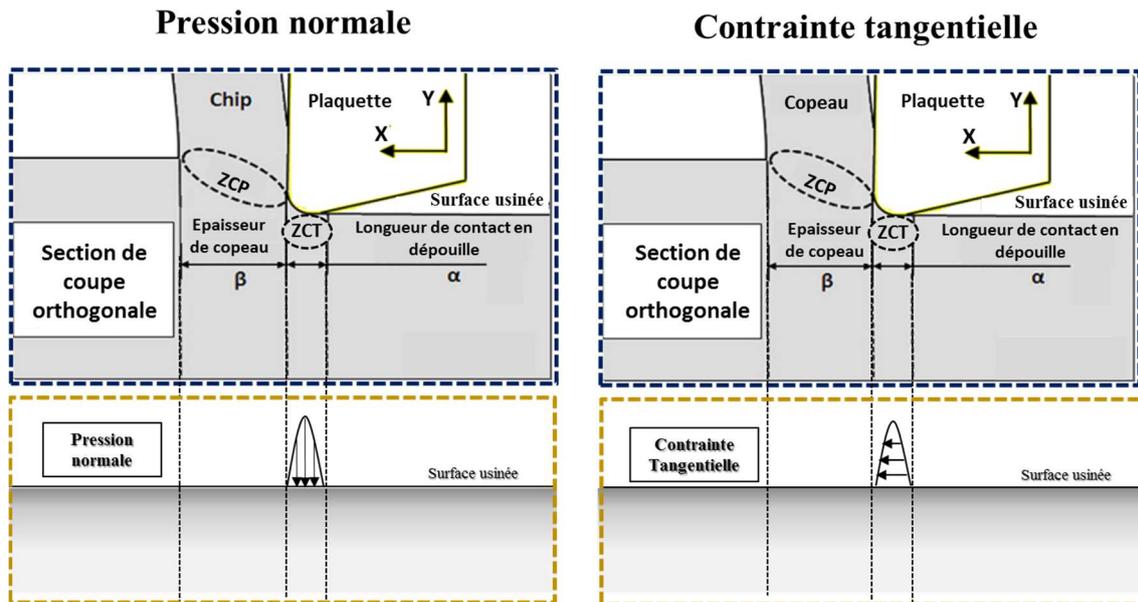


Figure 3-19 : Formes des chargements mécaniques à imposer au modèle mixte 2D

L'expression de la pression normale et la contrainte tangentielle sont données respectivement par les Eq. 3.28 et Eq. 3.29 :

$$P(x) = \frac{2.F_{a(ZCT)}}{\pi.\alpha.a_p} \cdot e^{-3 \left(\frac{x^2}{\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2} \right)} \quad (3.28)$$

$$\sigma_t(x) = \mu_{ZCT} \cdot \frac{2.F_{a(ZCT)}}{\pi.\alpha.a_p} \cdot e^{-3 \left(\frac{x^2}{\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2} \right)} \quad (3.29)$$

ii. Forme des chargements thermiques

Les chargements thermiques dans chaque zone de cisaillement suivent une forme combinant deux demi-distributions normales (Figure 3-20).

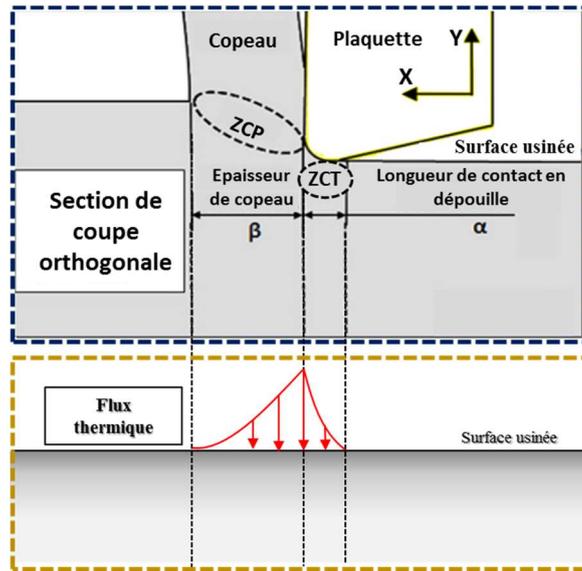


Figure 3-20 : Forme des chargements thermiques à imposer au modèle mixte

Dans ce cas, la forme des flux thermiques est supposée à densité gaussienne excentrée à décroissance non linéaire. La densité du flux totale est la combinaison de deux demi-distributions normales. L'expression des flux thermiques en 2D dans la zone de cisaillement primaire et la zone de cisaillement tertiaire est donnée respectivement dans les équations (Eq. 3.30) et (Eq. 3.31)

$$D_{Flux(ZCP)}(x) = C_{\beta} \cdot \varphi_{(ZCP)} \cdot e^{-3\left(\frac{x^2}{\beta^2}\right)} \quad (3.30)$$

$$D_{Flux(ZCT)}(x) = C_{\alpha} \cdot \varphi_{(ZCT)} \cdot e^{-3\left(\frac{x^2}{\alpha^2}\right)} \quad (3.31)$$

Avec : $C_{\alpha} = \left(\frac{\alpha}{\alpha + \beta}\right)$ est la fraction du flux de chaleur imposée en ZCP, et $C_{\beta} = \left(\frac{\beta}{\alpha + \beta}\right)$ est la fraction du flux de chaleur imposée en ZCT.

3. 4. Développement du modèle de coupe 2D se basant sur l'approche mixte

Dans cette partie on essaiera de valider la modélisation mixte en l'appliquant à un modèle 2D de coupe orthogonale simulant une opération de coupe. Les conditions de coupe de référence utilisées sont : une profondeur de passe a_p de 1 mm, une vitesse de coupe V_C de 150 m/min et une avance par tour f de 0.1 mm/tr.

3. 4.1. Démarche de modélisation du modèle de coupe 2D se basant sur l'approche mixte

Pour simuler une opération de coupe en utilisant l'approche mixte, le logiciel de calcul numérique par éléments finis ABAQUS/STANDARD est utilisé. Le modèle 2D élaboré dans la section III.3 est repris en éliminant l'outil de coupe et toutes les parties qui le concernent (Figure 3-21).

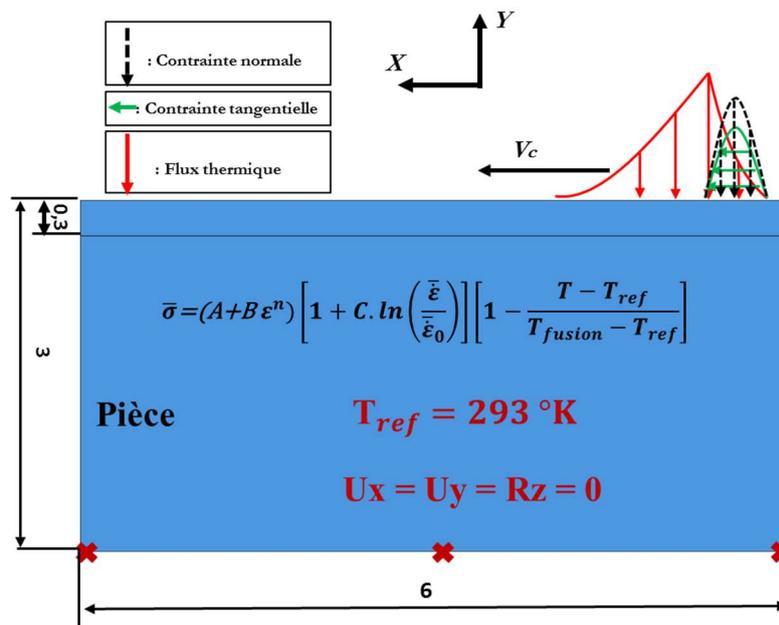


Figure 3-21 : Modèle de coupe orthogonale se basant sur l'approche mixte

Il existe toutefois des modifications par rapport au modèle réalisé. En effet, la pièce est bloquée par sa base en translation et en rotation dans toutes les directions. On utilise également une seule partition dans la zone supérieure de la pièce pour pouvoir y raffiner le maillage. Par ailleurs, la pièce est soumise aux chargements équivalents de coupe décrits précédemment (flux thermique, efforts) implémentés par l'intermédiaire des routines utilisateur d'ABAQUS. Ce sont ces chargements équivalents qui se déplacent à la vitesse de coupe et non pas la pièce. Enfin, la pièce ne possède plus un comportement avec endommagement mais tout simplement un comportement thermo-élasto-plastique décrit par l'équation III.1.

Concernant le maillage, la taille des éléments varie de 0.85 mm à 0.005 mm selon la région comme indiqué dans la Figure 3-22. Le nombre des éléments dans la pièce est égal à 7916.

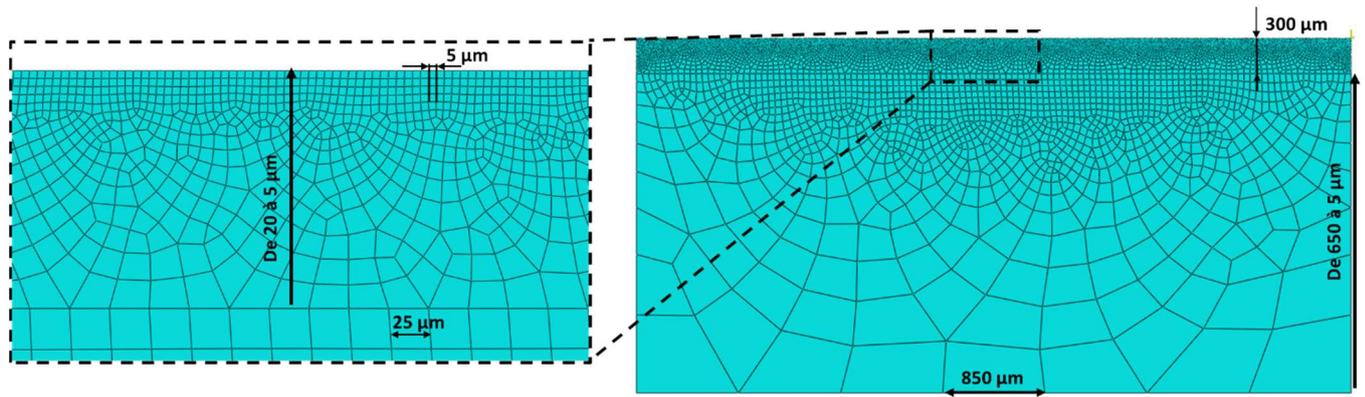


Figure 3-22 : Maillage du modèle de tournage 2D se basant sur l'approche mixte

Le temps de calcul est d'environ 30 min sur le même micro-ordinateur utilisé pour simuler le modèle de coupe réalisé dans III.3 (ayant 8 Go de Ram et un processeur i5 avec une fréquence d'horloge égale à 2700 MHz). On remarque ici un gain très important de 66% en termes de temps de calcul (1 heure et 30 min pour le modèle de coupe) ce qui confirme l'avantage de l'utilisation de l'approche mixte.

3. 4.2. Exploitation des résultats du modèle de coupe 2D se basant sur l'approche mixte : Validation du modèle mixte

Avant de tirer les résultats de contraintes résiduelles, il est nécessaire de valider tout d'abord le modèle mixte via la vérification de cohérence des chargements thermiques (Figure 3-23 et Figure 3-24) et mécaniques (Figure 3-25 et Figure 3-26) imposés par le modèle mixte avec ceux imposés par le modèle classique au cours de l'opération de coupe.

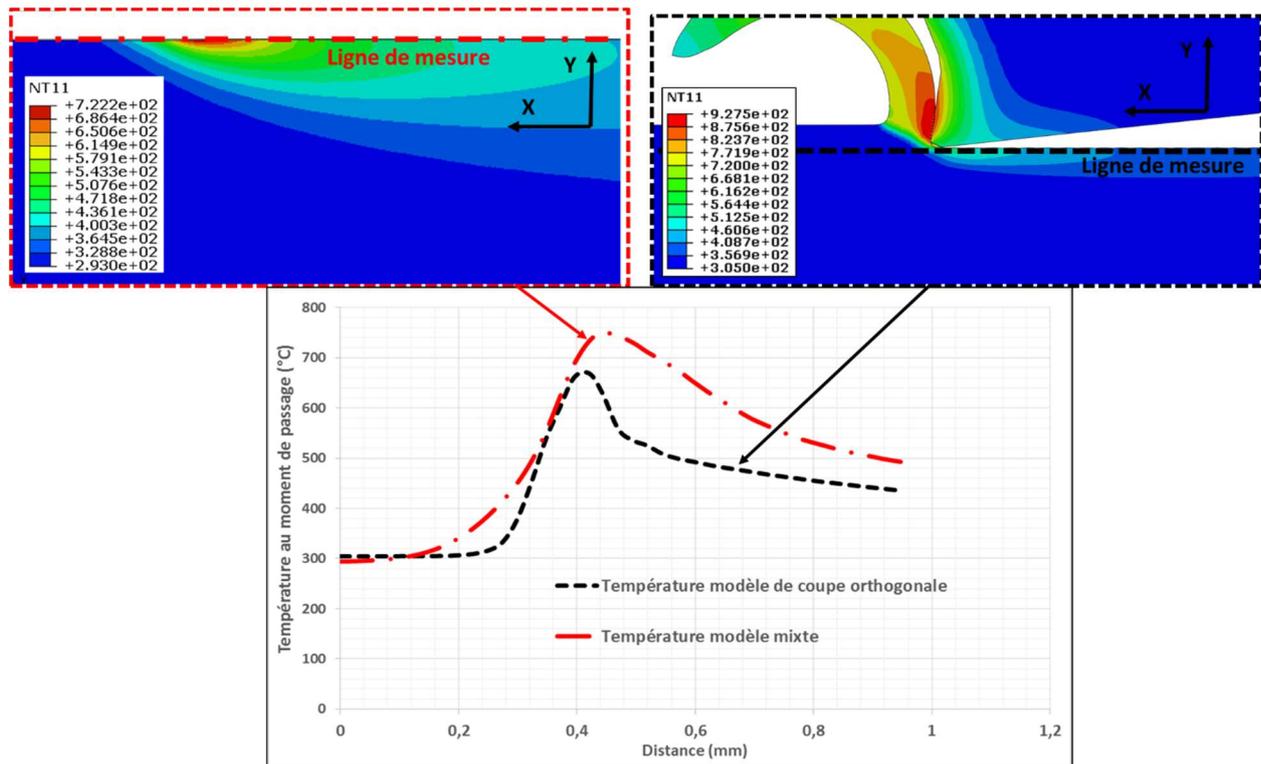


Figure 3-23 : Comparaison des températures au moment de simulation de l'opération de coupe entre le modèle mixte et le modèle de coupe orthogonale en fonction de la distance horizontale

La Figure 3-23 montre une bonne corrélation, entre la distribution des températures sur la surface fraîchement usinée résultant du modèle mixte et du modèle de coupe orthogonale. Toutefois, la température de la pièce dans le modèle mixte est un peu plus élevée (60°C de plus environ). Ceci est probablement dû au fait que l'échange thermique entre l'outil et la pièce n'est pas bien pris en compte.

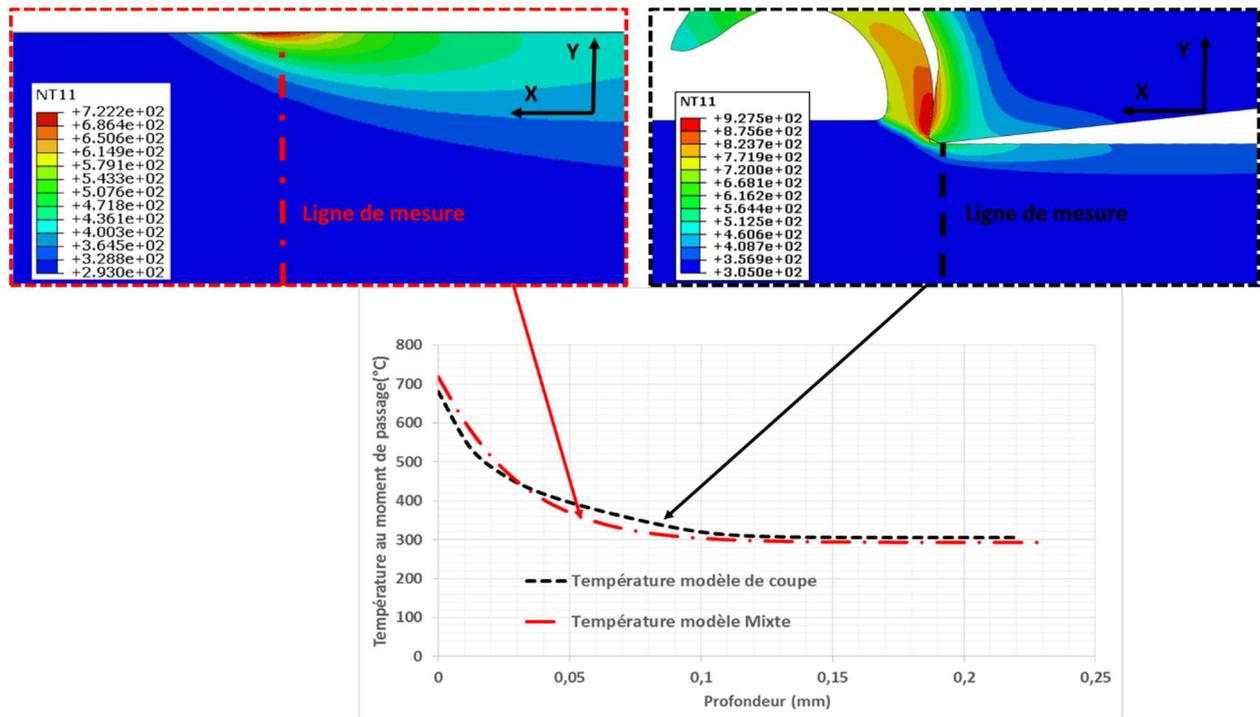


Figure 3-24 : Comparaison des températures au moment de simulation de l’opération de coupe entre le modèle mixte et le modèle de coupe orthogonale en fonction de la profondeur

La distribution des températures en profondeur est également cohérente pour les deux démarches de modélisation (Figure 3-24).

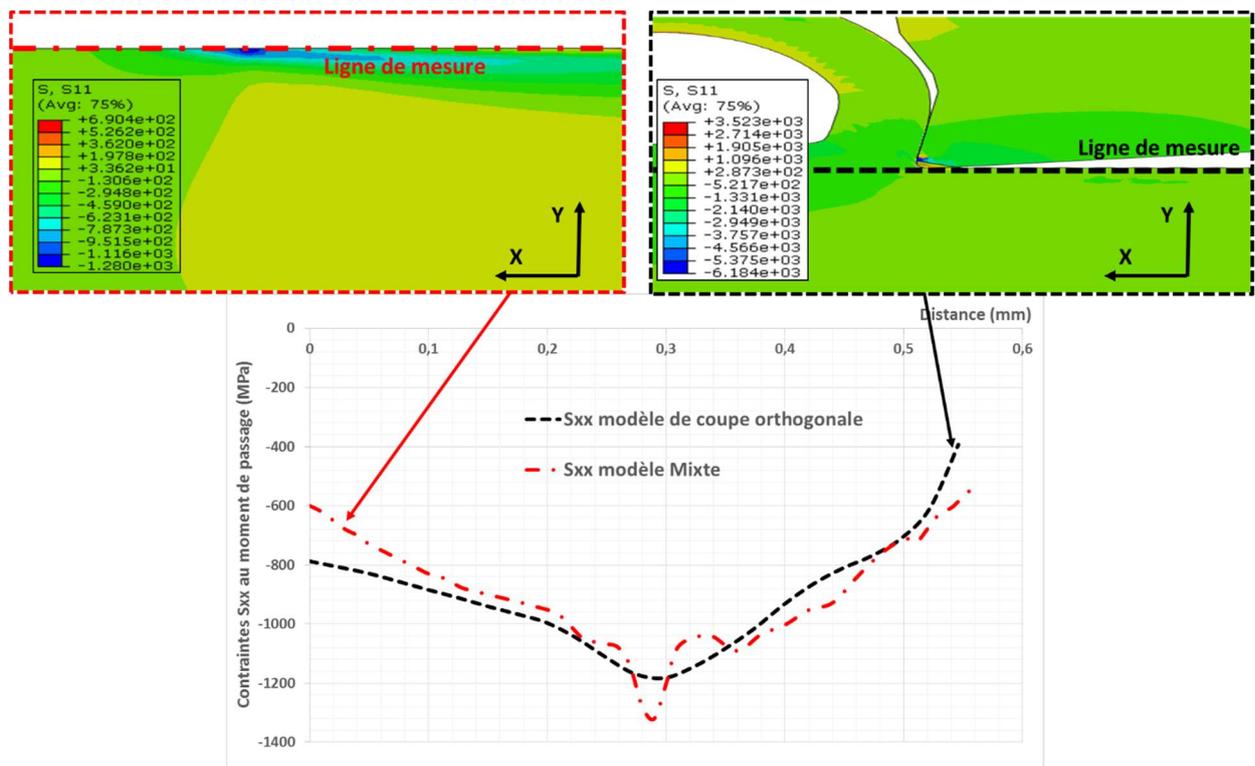


Figure 3-25 : Comparaison des contraintes normales au moment de simulation de l’opération de coupe entre le modèle mixte et le modèle de coupe orthogonale en fonction de la distance horizontale.

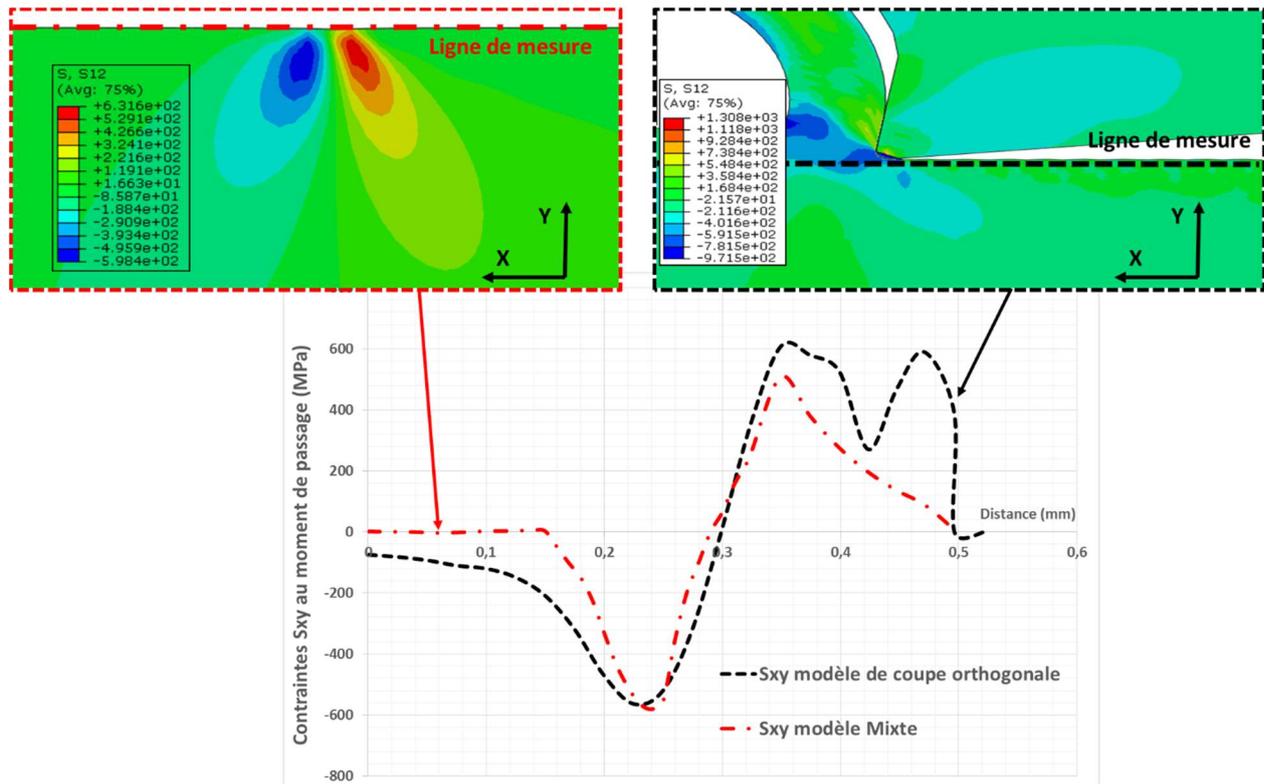


Figure 3-26 : Comparaison des contraintes tangentielles au moment de simulation de l'opération de coupe entre le modèle mixte et le modèle de coupe orthogonale en fonction de la distance horizontale

Concernant les résultats de contraintes tangentielles et normales, la Figure 3-25 montre une bonne correspondance des formes des chargements mécaniques imposés par le modèle mixte et le modèle de coupe. Les valeurs de contraintes normales sont très proches.

Les contraintes tangentielles observées dans la Figure 3-26 sont un peu différentes à cause de l'absence de la simulation de la formation de copeau dans le modèle mixte.

3. 5. Développement du modèle 2D de tournage-galetage combiné se basant sur l'approche mixte

3. 5.1. Démarche de modélisation du modèle 2D de tournage-galetage combiné se basant sur l'approche mixte

Pour pouvoir simuler l'opération de tournage-galetage combiné en utilisant l'approche mixte, le logiciel de calcul numérique par éléments finis ABAQUS/STANDARD est utilisé. Le modèle 2D élaboré dans la section 3.4. est repris en ajoutant une bille de galetage. Le modèle est décrit dans la Figure 3-27.

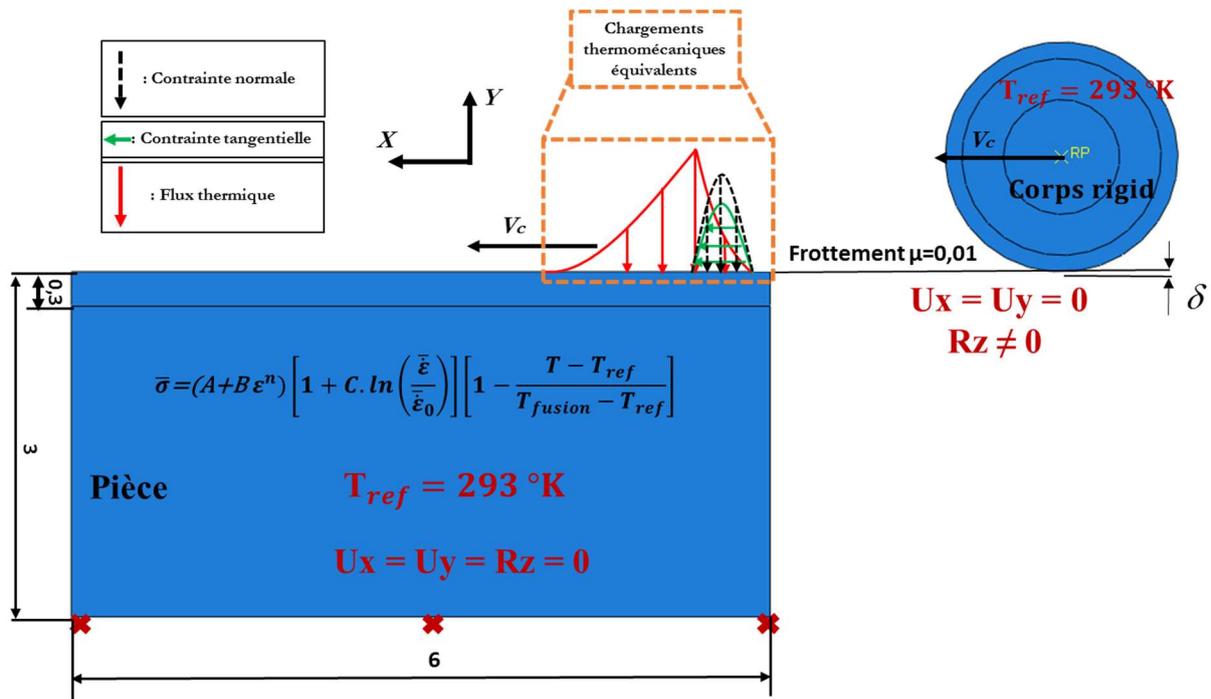


Figure 3-27 : Modèle 2D de tournage-galetage combiné se basant sur l'approche mixte

La bille est un disque de rayon 10 mm, modélisée par un corps rigide. Une partition est réalisée pour pouvoir raffiner le maillage dans la zone proche de contact avec la pièce. Elle est bloquée en translation dans toutes les directions et libre en rotation autour de l'axe z.

On adopte le modèle de frottement de Coulomb avec un coefficient $\mu_{\text{galetage}} = 0,01$ entre la bille et la pièce (en raison de la bonne lubrification).

Concernant le maillage, la taille des éléments varie de 1 mm à 0.005 mm selon la région comme indiqué dans la Figure 3-28. Le nombre total d'éléments dans la pièce est égal à 7571 et 1815 dans la bille de galetage.

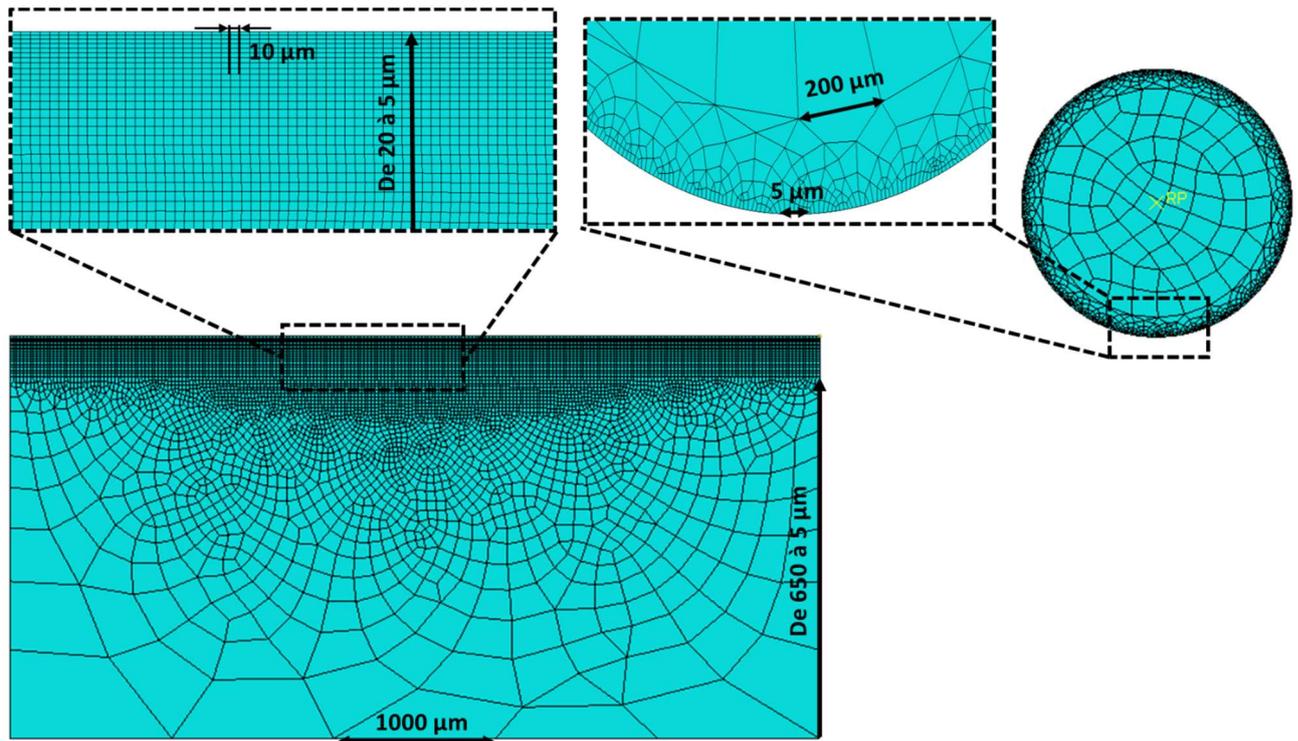


Figure 3-28 : Maillage du modèle mixte 2D de tournage-galetage combiné

Le temps de calcul est d'environ 45 min sur le même micro-ordinateur utilisé précédemment (ayant 8 Go de Ram et un processeur i5 avec une fréquence d'horloge égale à 2700 MHz). On remarque ici un gain très important en termes de temps de calcul (2 heures pour le modèle de tournage-galetage combiné simulant l'opération de coupe) ce qui confirme l'avantage de l'utilisation de l'approche mixte.

3. 5.2. Exploitation des résultats du modèle de coupe 2D de tournage-galetage combiné se basant sur l'approche mixte

On tire les profils des contraintes résiduelles en réalisant un chemin de nœuds « Path » à partir de la surface extérieure jusqu'à la profondeur désirée (Figure 3-29 et Figure 3-30).

N.B : L'axe z dans les modèles numériques correspond à l'axe y dans les mesures expérimentales et l'axe x reste inchangé. Par conséquent, les contraintes S_{zz} numériques sont comparées avec les contraintes S_{yy} mesurées expérimentalement, et, les contraintes S_{xx} numériques sont comparées avec les contraintes S_{xx} expérimentales.

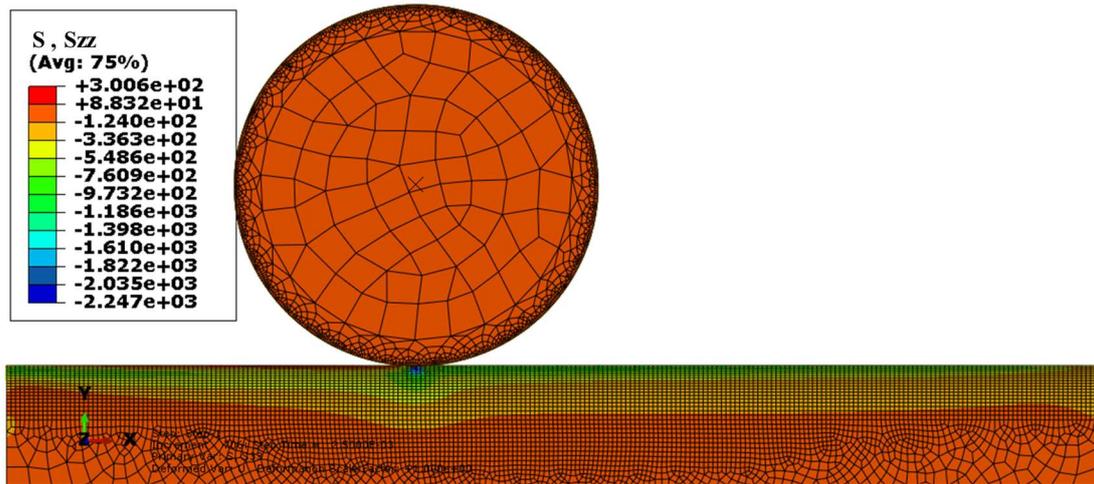


Figure 3-29 : Visualisation des contraintes résiduelles axiales du modèle mixte 2D

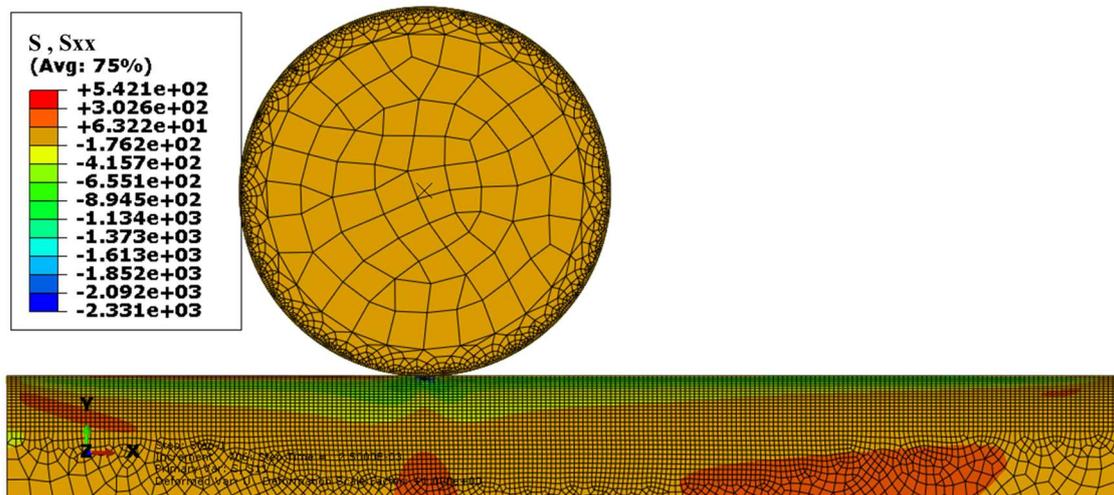


Figure 3-30 : Visualisation des contraintes résiduelles tangentielles du modèle mixte 2D

On compare ainsi les résultats obtenus par le modèle mixte 2D avec les résultats expérimentaux et avec ceux obtenus par le modèle se basant sur l'approche classique. Les résultats obtenus sont présentés dans les Figure 3-31 et Figure 3-32.

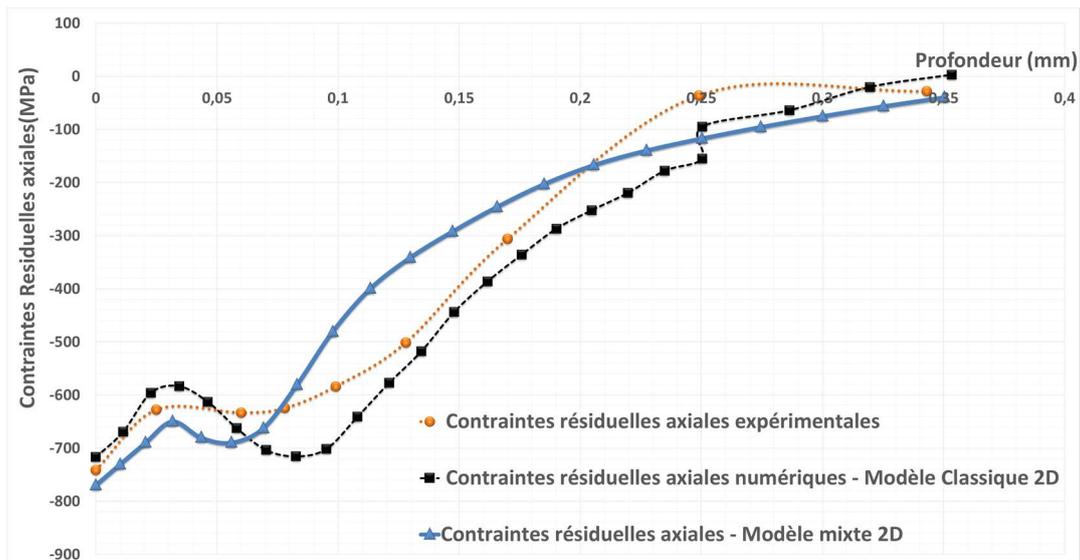


Figure 3-31 : Contraintes résiduelles axiales en fonction de la profondeur pour $V_C = 150$ m/min, $a_p = 1$ mm, $f = 0.1$ mm / tr et $F_{\text{galetage}} = 100$ N

Les profils des contraintes résiduelles mesurées dans la direction de l'avance et simulées par l'approche classique sont relativement proches de celles prédites par le modèle mixte. Les pics de compression sont situés à la même profondeur et les valeurs des contraintes résiduelles de compression sont très similaires. L'erreur entre le profil du modèle mixte et des résultats expérimentaux est de l'ordre de 45%.

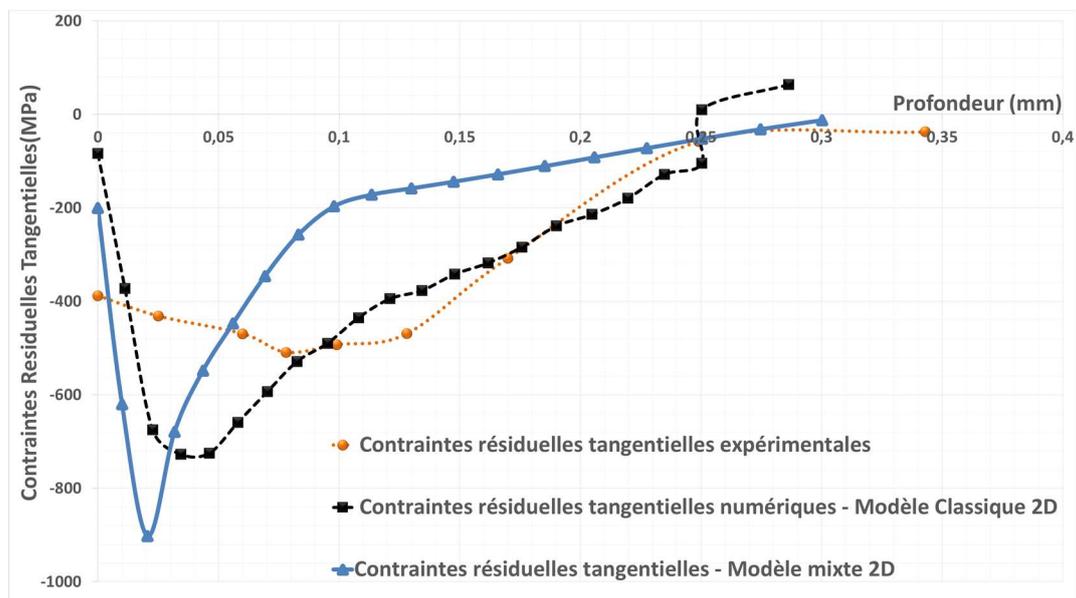


Figure 3-32 : Contraintes résiduelles dans la direction de galetage en fonction de la profondeur pour $V_C = 150$ m/min, $a_p = 1$ mm, $f = 0.1$ mm / tr et $F_{\text{galetage}} = 100$ N

Les contraintes résiduelles dans la direction de galetage ne sont pas améliorées vu que le modèle 2D ne peut pas prédire les contraintes dans la direction tangentielle.

Le modèle mixte 2D précédemment établi présente une bonne prédiction des contraintes résiduelles.

3. 6. Extension de la modélisation mixte de coupe orthogonale au cas 3D

3. 6.1. Extension des chargements équivalents dans le cas 3D

Pour pouvoir simuler le procédé de tournage-galetage combiné se basant sur l'approche mixte en trois dimensions, il est nécessaire de trouver une distribution des chargements thermomécaniques dans le plan YZ. L'extension des chargements équivalents est réalisée tout en maintenant la même approche développée dans le modèle mixte 2D expliquée précédemment.

La répartition des chargements équivalents est supposée gaussienne à décroissance non linéaire. Pour pouvoir déterminer cette distribution, il est nécessaire d'observer l'action de l'outil dans la direction longitudinale. Ainsi, deux sections de coupe sont réalisées (Figure 3-34 et Figure 3-36) :

- Section A : qui correspond à la section de coupe orthogonale dans laquelle les chargements thermomécaniques ont été décrits dans le modèle 2D réalisé précédemment.
- Section B : cette section considère deux zones de contact au cours de l'opération de coupe dans lesquels les chargements équivalents seront modélisés (Figure 3-33) :

- Zone de contact direct : C'est la zone dans laquelle l'outil de coupe est en contact direct avec la surface en cours d'usinage. La largeur de la zone de contact direct correspond à l'avance f .
- Zone de contact indirect : C'est la zone dans laquelle l'outil de coupe est en contact avec la surface qui sera enlevée au cours de la prochaine révolution. La zone de contact indirect dépend de la profondeur de passe et du rayon de bec de l'outil.

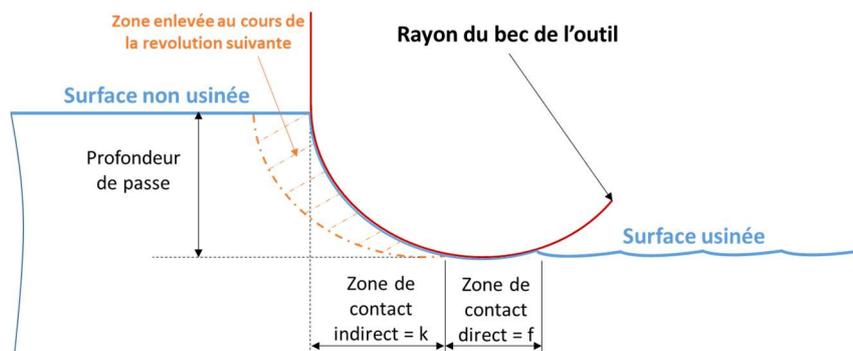


Figure 3-33 : Zone de contact direct et indirect

3. 6.1.1. Chargements mécaniques en 3D

Les chargements mécaniques dans la section B (Figure 3-34) sont supposés avoir un maximum dans la section séparant la zone de contact direct et indirect. Les sources sont supposées gaussiennes à décroissance non linéaire.

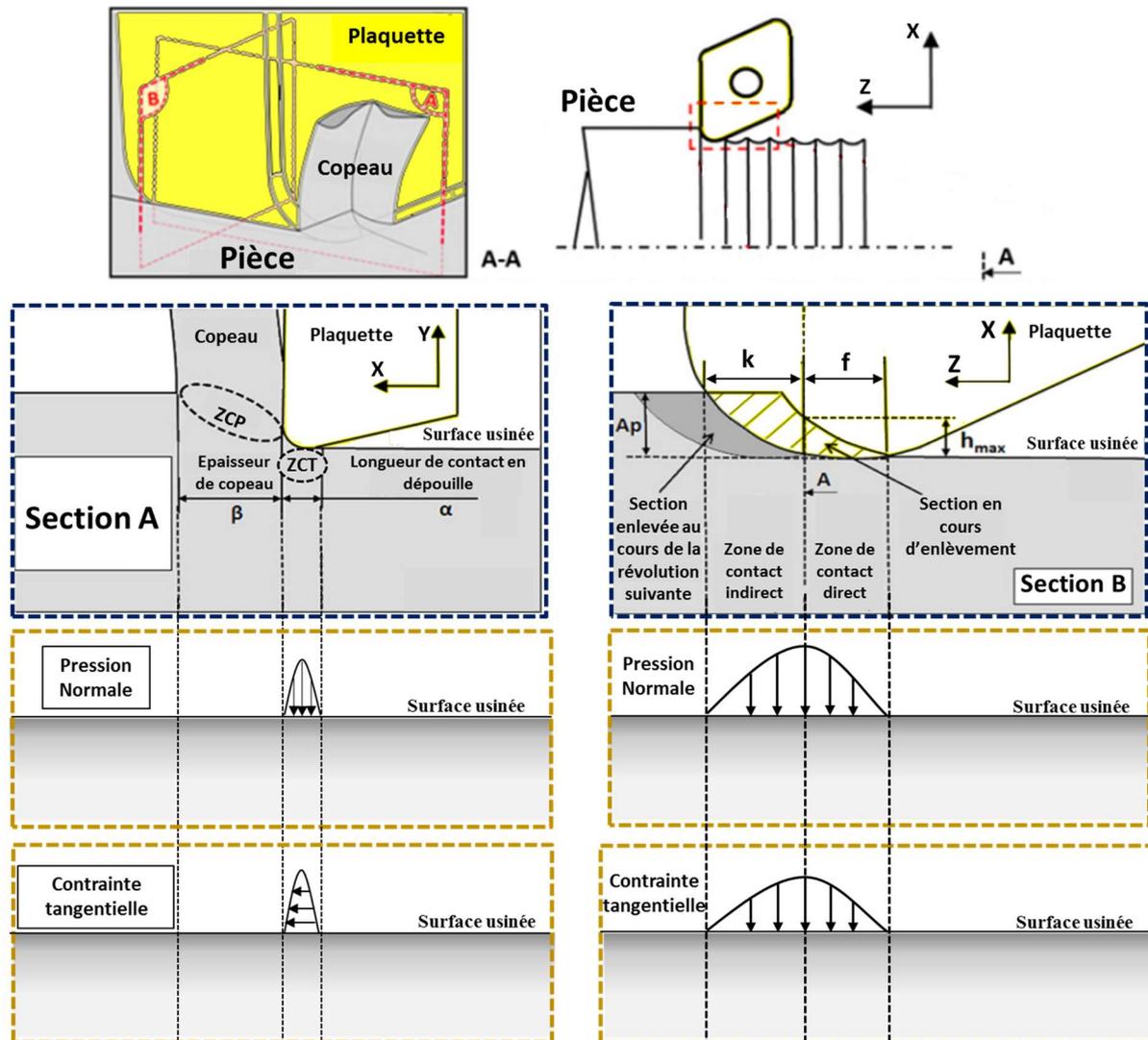


Figure 3-34 : Modélisation des chargements mécaniques en 3D

En combinant les formes des chargements mécaniques dans les deux sections A et B, il en résulte la forme 3D représentée dans la Figure 3-35. Cette distribution se base sur la loi de gauss en 3D et combine deux demi-ellipsoïdes.

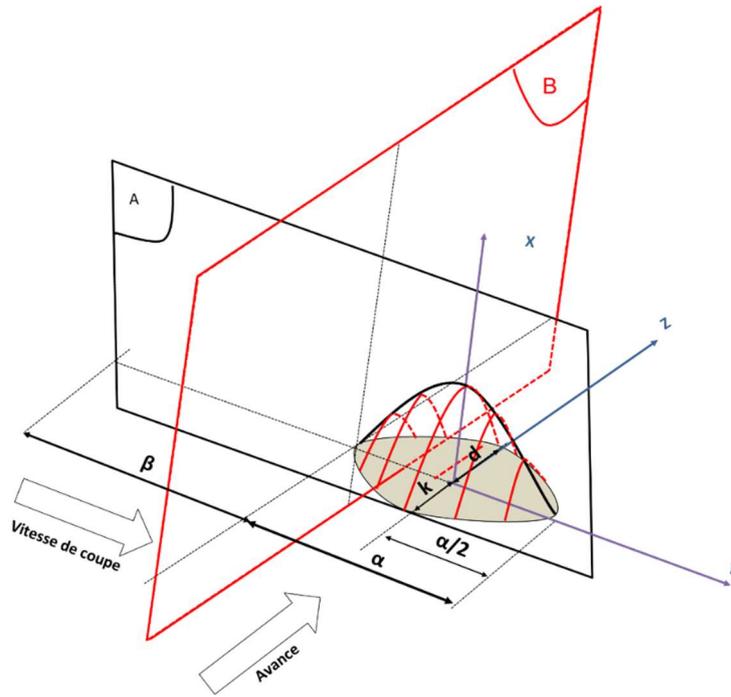


Figure 3-35 : Extension des chargements mécaniques en 3D

L'expression analytique des chargements mécaniques en trois dimensions peut s'exprimer comme suit (Eq. 3.32) et (Eq. 3.33) :

$$P(Y,Z) = \frac{2.F_{a(ZCT)}}{\pi.\alpha} \left[\frac{C_k}{k} . e^{-3\left(\frac{z^2}{k^2}\right)} + \frac{C_d}{d} e^{-3\left(\frac{z^2}{d^2}\right)} \right] e^{-3\left(\frac{y^2}{\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2}\right)} \quad (3.32)$$

$$\sigma_t(Y,Z) = \frac{\mu_{ZCT} . 2.F_{a(ZCT)}}{\pi.\alpha} \left[\frac{C_k}{k} . e^{-3\left(\frac{z^2}{k^2}\right)} + \frac{C_d}{d} e^{-3\left(\frac{z^2}{d^2}\right)} \right] e^{-3\left(\frac{y^2}{\left(\frac{\alpha}{2}\right)^2}\right)} \quad (3.33)$$

Avec :

$$\boxed{C_k = \frac{k}{k+d}} \text{ et } \boxed{C_d = \frac{d}{k+d}} \text{ sont des paramètres spécifiant la portion de chaque quadrant.}$$

3. 6.1.2. Chargements thermiques en 3D

De même que les chargements mécaniques, les chargements thermiques dans la section B (Figure 3-36) sont supposés avoir un maximum dans la section séparant la zone de contact direct et indirect. Les sources sont supposées gaussiennes à décroissance non linéaire.

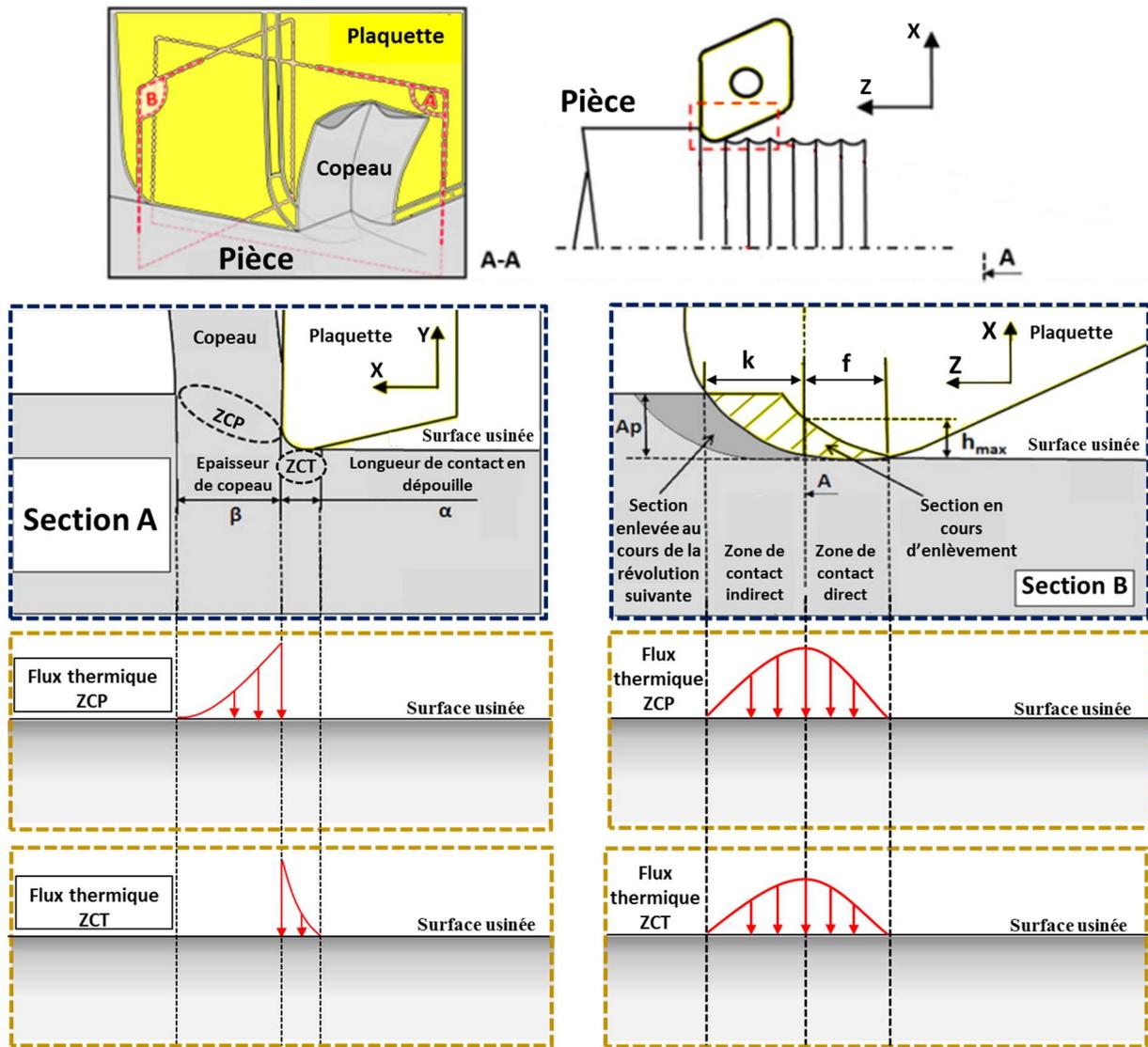


Figure 3-36 : Modélisation des chargements thermiques en 3D

En combinant les formes des chargements thermiques dans les deux sections A et B, il en résulte la forme 3D représentée dans la Figure 3-37. Cette distribution se base sur la loi de gauss en 3D et combine deux demi-ellipsoïdes.

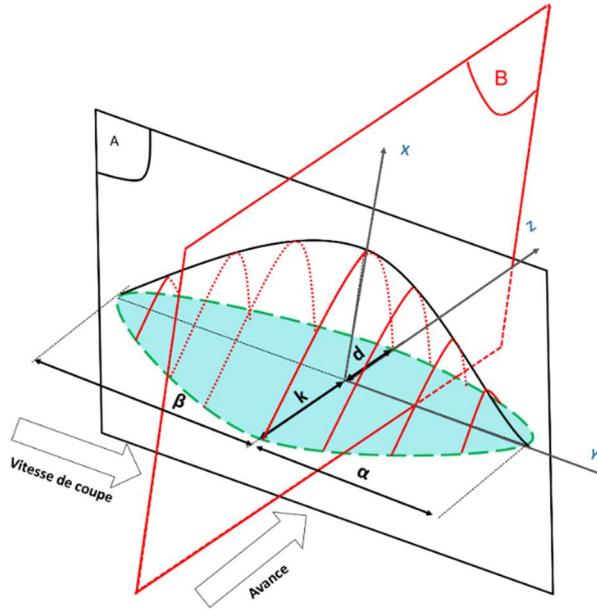


Figure 3-37 : Extension des chargements thermiques en 3D

L'expression analytique des chargements thermiques 3D dans chaque zone de cisaillement peut s'exprimer comme suit (Eq. 3.34) et (Eq. 3.35) :

$$D_{FLUX(ZCP)}(Y,Z) = \frac{V_c \times F_{C(ZCP+ZCS)}}{60 \cdot \pi \cdot \beta} \cdot \Lambda_1 \cdot \Lambda_2 \cdot \left[\frac{C_{k\beta} \cdot e^{-3\left(\frac{z^2}{k^2}\right)}}{k} + \frac{C_{d\beta} \cdot e^{-3\left(\frac{z^2}{d^2}\right)}}{d} \right] \cdot e^{-3\left(\frac{y^2}{\beta^2}\right)} \quad (3.34)$$

$$D_{FLUX-(ZCT)}(Y,Z) = \frac{\mu_{ZCT} \cdot F_{a(ZCT)} \cdot V_c}{60 \cdot \pi \cdot \alpha} \cdot (1 - \Lambda_3) \cdot \left[\frac{C_{k\alpha} \cdot e^{-3\left(\frac{z^2}{k^2}\right)}}{k} + \frac{C_{d\alpha} \cdot e^{-3\left(\frac{z^2}{d^2}\right)}}{d} \right] \cdot e^{-3\left(\frac{y^2}{\alpha^2}\right)} \quad (3.35)$$

Avec :

$C_{k\beta}$, $C_{d\beta}$, $C_{k\alpha}$, $C_{d\alpha}$: Sont des paramètres spécifiant la portion de chaque quadrant.

$$C_{k\beta} = \frac{k}{k+d} \times \frac{\beta}{\alpha+\beta} \quad (3.36)$$

$$C_{d\beta} = \frac{d}{k+d} \times \frac{\beta}{\alpha+\beta} \quad (3.37)$$

$$C_{k\alpha} = \frac{k}{k+d} \times \frac{\alpha}{\alpha+\beta} \quad (3.38)$$

$$C_{d\alpha} = \frac{d}{k+d} \times \frac{\alpha}{\alpha+\beta} \quad (3.39)$$

Les chargements thermomécaniques équivalents sont appliqués simultanément à 1/8 de cylindre (Figure 3-38).

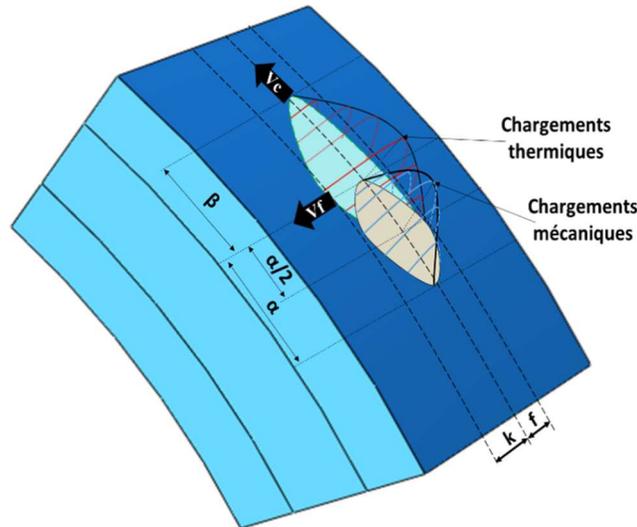


Figure 3-38 : Chargements thermomécaniques équivalents imposés au modèle 3D

Les chargements équivalents sont implémentés par l'intermédiaire des routines utilisateur d'ABAQUS développées en langage FORTRAN.

3. 6.2. Méthodologie de modélisation mixte 3D de l'opération de tournage

Dans cette partie, le travail réalisé précédemment en deux dimensions sera étendu en trois dimensions pour simuler une opération de tournage dans une première étape. Le but de cette modélisation 3D est de tenir compte de l'effet de chaque révolution sur les autres en termes de génération de contraintes résiduelles.

Le modèle 3D est conçu pour simuler une opération de tournage d'un cylindre de 36 mm de diamètre. Le modèle proposé considère 1/8 du cylindre (Figure 3-39) et tient compte du temps nécessaire à l'outil pour revenir à la zone de départ en fonction de la vitesse de coupe. Ce temps correspond au temps de refroidissement et de relaxation des contraintes.

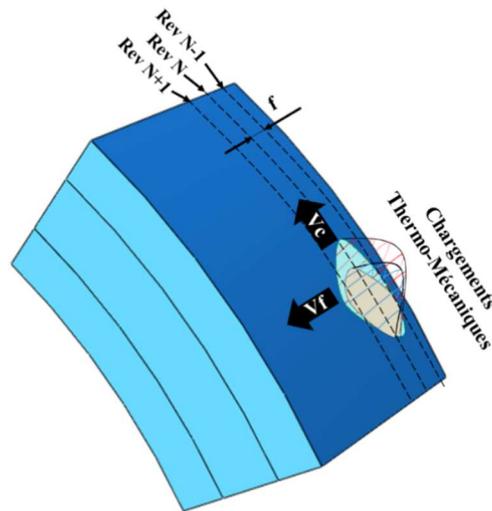


Figure 3-39 : Modèle 3D simulant une opération de tournage en se basant sur l'approche mixte

Pour simuler une opération de tournage en 3D en utilisant l'approche mixte, le logiciel de calcul numérique par éléments finis ABAQUS/STANDARD est utilisé

3. 6.2.1. Modèle géométrique

La Figure 3-40 montre le modèle géométrique de la pièce considérée dans les simulations 3D par éléments finis. La pièce à usiner est modélisée par une portion d'une pièce cylindrique. Le choix de la taille de la pièce dans les simulations 3D doit prendre en considération les dimensions réelles de la pièce traitée, les conditions aux limites imposées et l'optimisation du temps de calcul. Il est composé d'un 1/8 de cylindre de 1,5 mm de longueur et 1 mm d'épaisseur. La longueur, l'angle et l'épaisseur ont été choisis tout en éliminant les effets des conditions aux limites imposées à la pièce à usiner et pour obtenir une zone homogène lorsque les résultats sont établis.

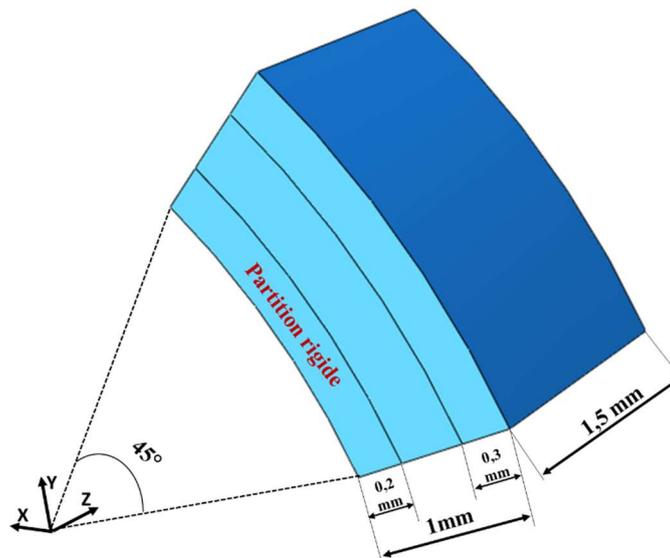


Figure 3-40 : Modèle géométrique de tournage se basant sur l'approche mixte

Selon le modèle 2D de tournage réalisé précédemment, une profondeur de l'ordre de 0,3 mm est affectée par l'opération de tournage en termes de contraintes résiduelles. Ceci a donc permis de réduire l'épaisseur du modèle 3D à 1 mm et de réaliser une partition de 0,3 mm à proximité de la surface tournée pour y raffiner le maillage. Une partition de 0,2 mm est aussi réalisée pour pouvoir y affecter un corps rigide.

3. 6.2.2. Conditions limites et conditions initiales

La pièce est fixée par son point de référence tandis que les chargements équivalents se déplacent autour de la pièce avec une vitesse égale à la vitesse de coupe. Une température de 293°K est imposée à la pièce comme une température initiale. Les échanges thermiques avec l'air ont lieu sur la face supérieure du cylindre pour tenir compte de la lubrification. Le coefficient de convection appliqué sur la surface supérieure est égal à 10^5 W/m²/K (Li, 1996). L'échange thermique des cinq autres faces par conduction est aussi pris en compte (Figure 3-41).

3. 6.2.3. Propriétés de matériaux

Comme mentionné précédemment, le modèle mixte ne prend pas en considération l'endommagement de la pièce. Ainsi le modèle 3D utilise uniquement la loi Johnson-Cook (Eq.3.1) présentée dans la section 3 et les mêmes propriétés des matériaux (Tableau 3.1) de la pièce.

3. 6.2.4. Maillage

Le maillage 3D a été choisi dans la logique d'étudier l'effet de la densité et du type de maillage, du temps de calcul et de la convergence de l'algorithme. Les éléments utilisés sont de type C3D8RT. Le nombre total des éléments dans la pièce est 13020. La dimension des éléments varie de 5 μm à 200 μm en fonction de la zone de modèle.

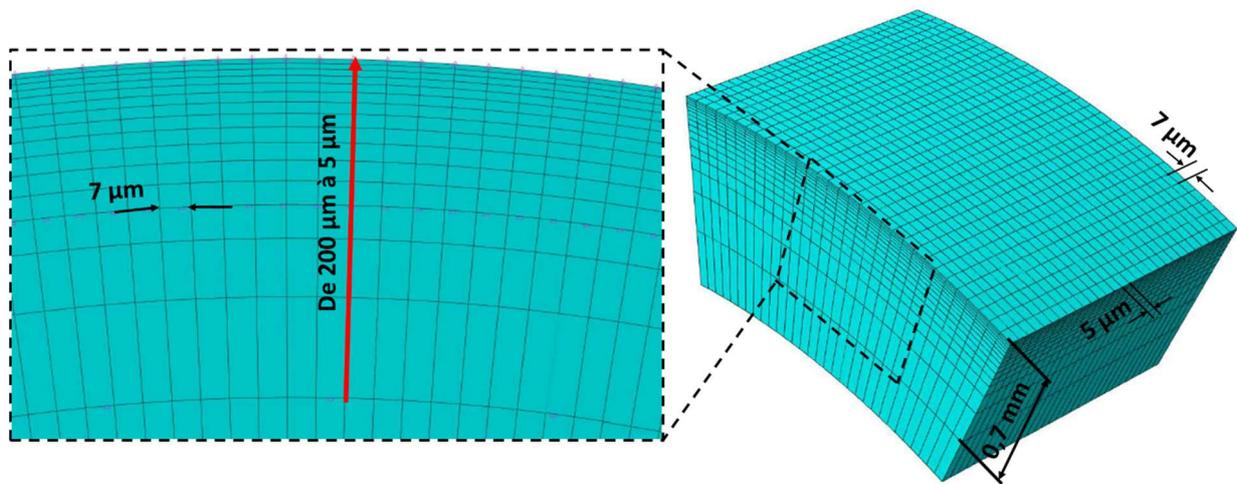


Figure 3-42 : Maillage du modèle 3D.

Le temps de calcul (pour $f = 0,1$ et $V_c = 150 \text{ m / min}$) est environ 6 heures avec un ordinateur avec 8 Go de RAM et un processeur i5 avec 2700 MHz. Le temps de calcul varie en fonction des conditions de coupe.

3. 6.3. Validation de la modélisation mixte en 3D de l'opération de tournage

La simulation de chaque type de chargements équivalents est donnée par la Figure 3-43. Elle montre que les formes résultantes des sollicitations thermomécaniques correspondent à celles programmés. Elle illustre le mécanisme de génération de contraintes résiduelles au cours d'une opération de coupe induite par un chargement purement mécanique et un chargement purement thermique.

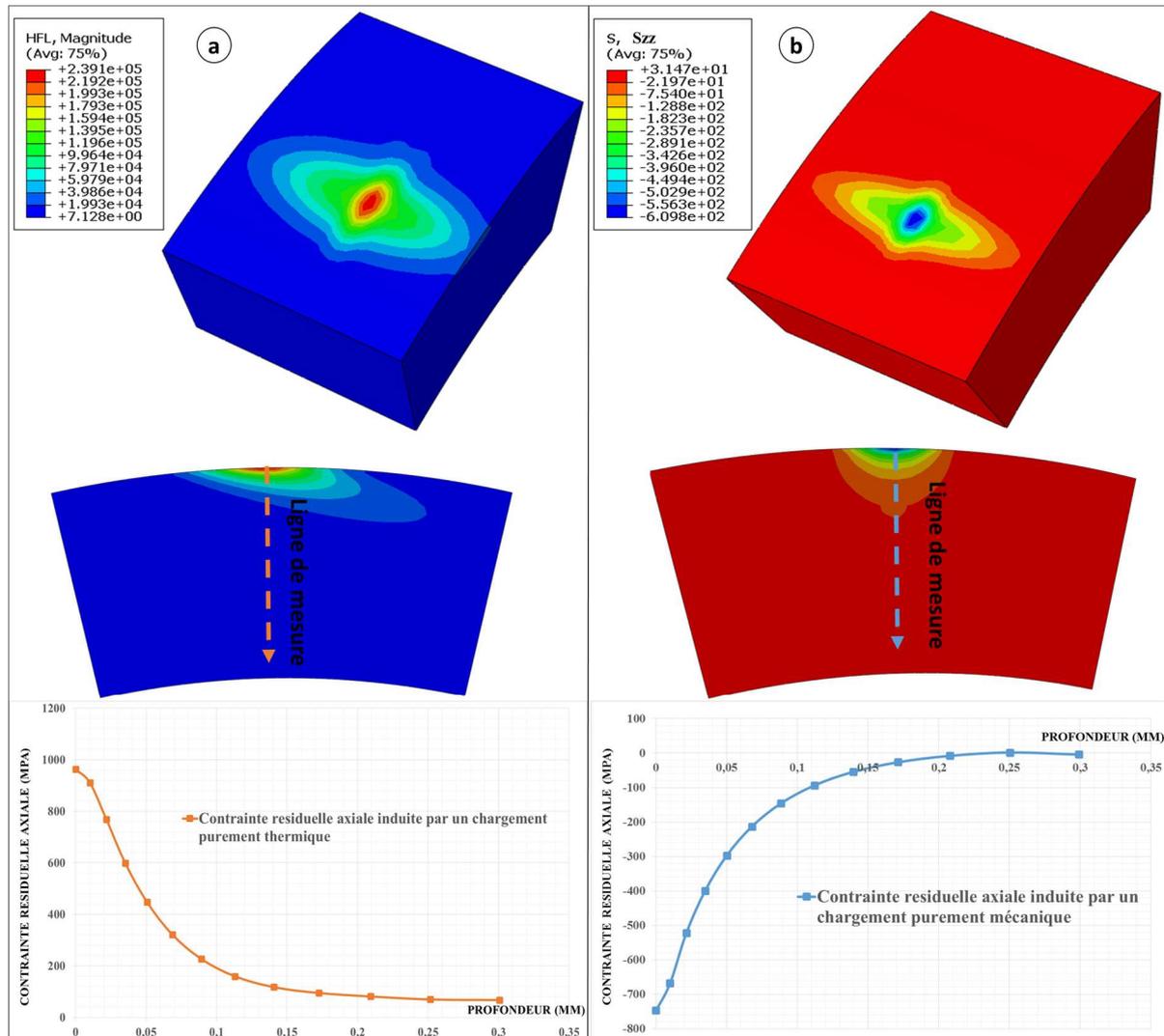


Figure 3-43 : Simulation et l'effet de chaque type de chargement sur l'état de contraintes résiduelles (a) chargement purement thermique, (b) chargement purement mécanique.

Il est noté qu'un chargement purement thermique produit des contraintes résiduelles de traction (Figure 3-43.a), contrairement à un chargement purement mécanique qui génère des contraintes résiduelles de compression (Figure 3-43.b). Ces résultats sont en correspondance avec les travaux de (Rech, et al., 2008). Par conséquent, l'état final des contraintes résiduelles induit par une opération de tournage est obtenu par la superposition simultanée des deux phénomènes thermiques et mécaniques. Cependant, le profil final des contraintes résiduelles dépend de la dominance de chaque phénomène.

3. 6.4. Résultats et discussions

3. 6.4.1. Résultats d'état stable

La Figure 3-44 présente la visualisation de l'état de contrainte résiduelle obtenue par le modèle mixte 3D de tournage. Une ligne de mesure a été établie dans la direction axiale z dans le but

d'étudier l'effet de chaque révolution sur l'autre. Cette simulation révèle une zone d'état de contrainte résiduelle homogène, cette zone est appelée zone d'état stable. Les valeurs prédites des contraintes résiduelles en surface ont été prélevées dans la direction axiale et tangentielle, $S_{\varphi\varphi}$ et $S_{\varphi z}$ respectivement (Figure 3-45).

N.B : L'axe z dans les modèles numériques correspond à l'axe y dans les mesures expérimentales et l'axe x reste inchangé. Par conséquent, les contraintes S_{zz} numériques sont comparées avec les contraintes S_{yy} mesurées expérimentalement, et, les contraintes S_{xx} numériques sont comparées avec les contraintes S_{xx} expérimentales.

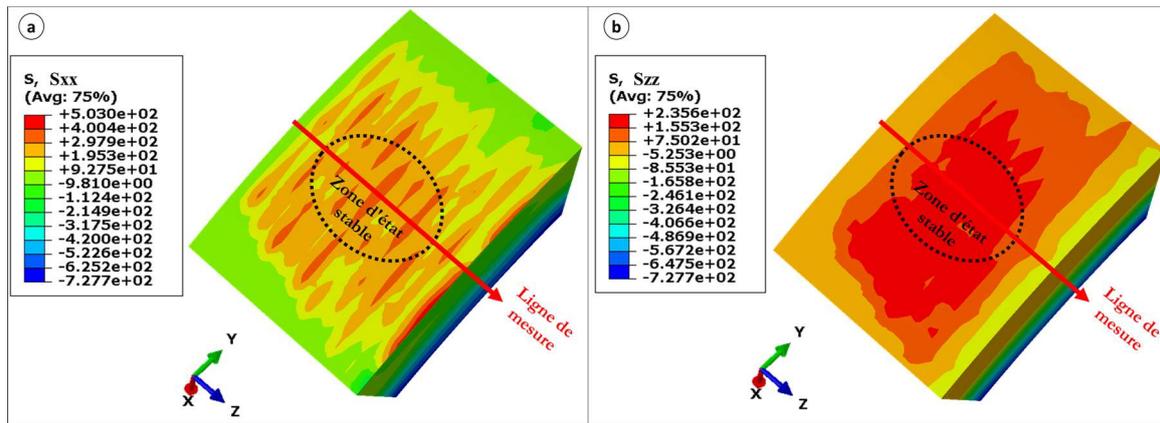


Figure 3-44 : Visualisation des contraintes résiduelles dans la direction (a): de coupe et (b): axiale simulées par le modèle mixte 3D de tournage

La Figure 3-45 illustre les profils de contraintes résiduelles extraits en surface le long de la ligne de mesure située au centre du cylindre afin d'éviter les effets des bords qui peuvent perturber la précision des résultats. Les profils de contraintes résiduelles pour chaque révolution ont été extraits de la première à la dixième révolution. Il est noté que l'état stable est atteint au bout de trois révolutions. Les résultats de simulation ainsi obtenus le long de la ligne de mesure indiquent que les contraintes résiduelles en surface sont périodiques avec une période égale à la vitesse d'avance f .

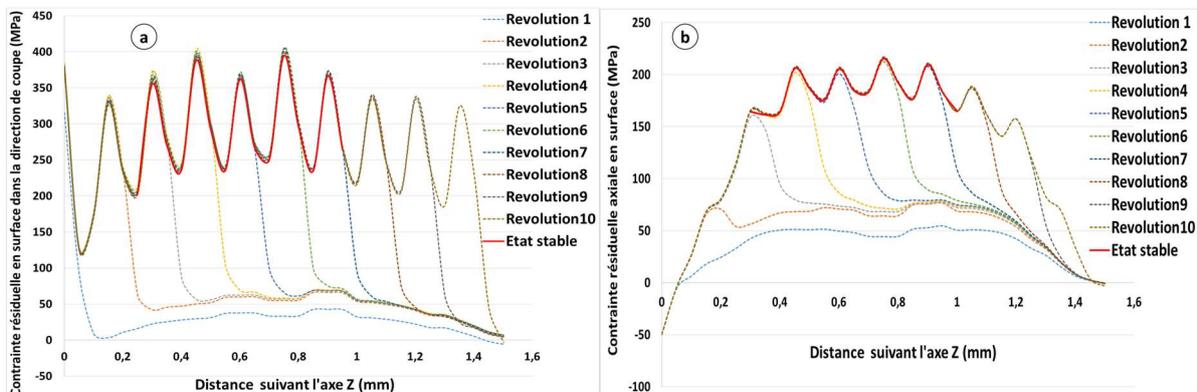


Figure 3-45 : Les profils de contraintes résiduelles en surface mesuré dans la direction (a) de coupe et (b) axiale ($V_c = 150$ m/min, $f = 0,15$ mm/tour, $a_p = 1$ mm)

La Figure 3-45 montre que le profil des contraintes résiduelles obtenu pour chaque révolution est en interaction avec les révolutions suivantes. En effet, les contraintes résiduelles produites dans chaque révolution sont affectées par la révolution suivante en raison de l'état de pré-contrainte induit par la révolution en cours. Ces deux observations montrent les avantages de la modélisation 3D contrairement à la modélisation 2D qui ne permet pas de mettre en évidence ce phénomène.

3. 6.4.2. Effet des chargements thermomécaniques sur la déformation plastique équivalente

Dans le but de déterminer l'effet de la modélisation mixte sur la déformation plastique, les valeurs de la déformation plastique équivalente prédite par le modèle mixte 3D ont été extraites et comparées par rapport au modèle 2D simulant l'opération de coupe (Figure 3-46).

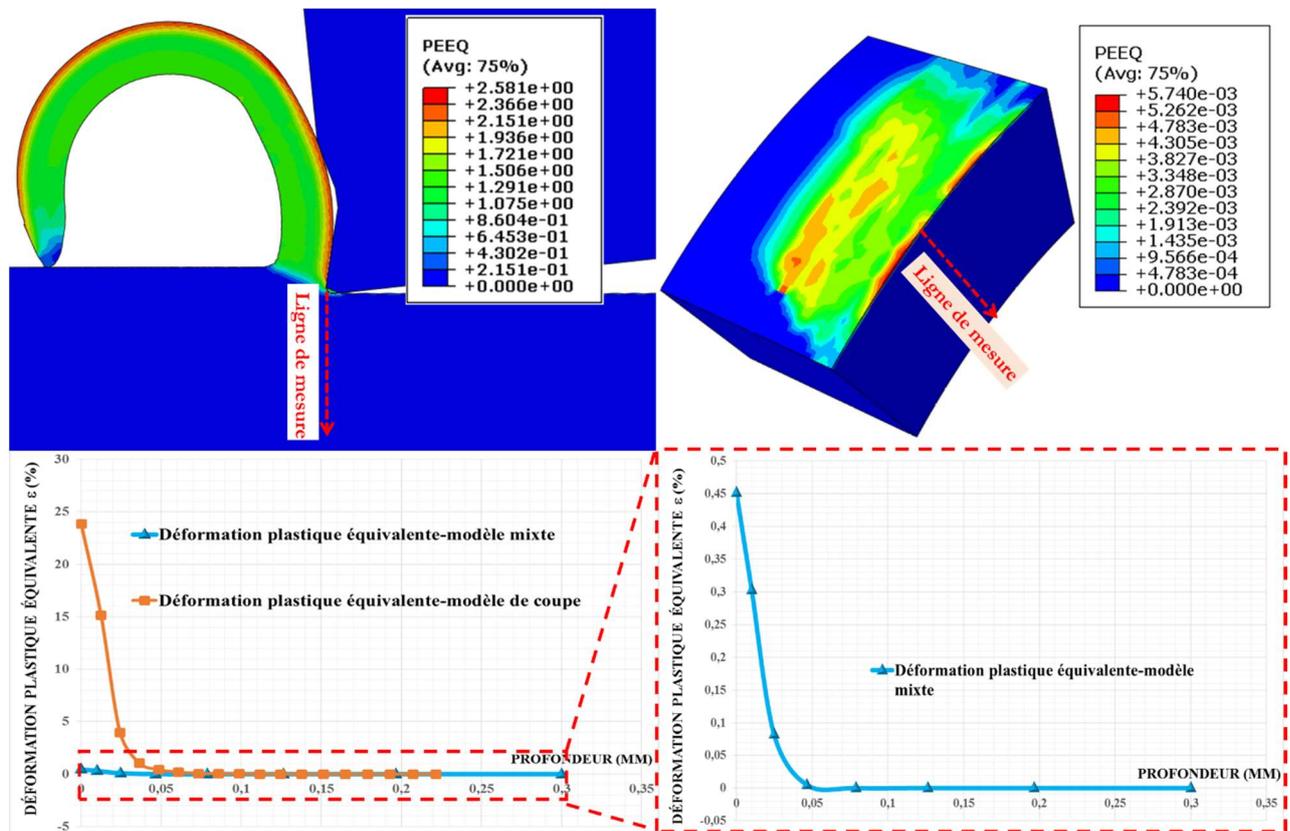


Figure 3-46 : Etude de l'effet de la modélisation sur la déformation plastique

La valeur maximale de la déformation plastique en surface extraite du modèle mixte est environ 0,45%, ce qui présente une valeur très faible par rapport à celle prédite par le modèle 2D de coupe (25%).

Cette sous-estimation de la déformation plastique est due au fait que le modèle mixte ne peut pas simuler l'écoulement de la matière autour de l'arête de coupe, il ne prend en compte que l'état final de la surface usinée et les actions mécaniques provoquant l'écoulement de la matière.

3. 6.4.3. Résultats de contraintes résiduelles

Cette partie permettra de comparer les résultats de simulation obtenus par le modèle mixte 3D avec les mesures expérimentales.

La Figure 3-47 présente l'état de contraintes résiduelles dans la direction axiale et tangentielle où une ligne de mesure orientée suivant la profondeur est adoptée.

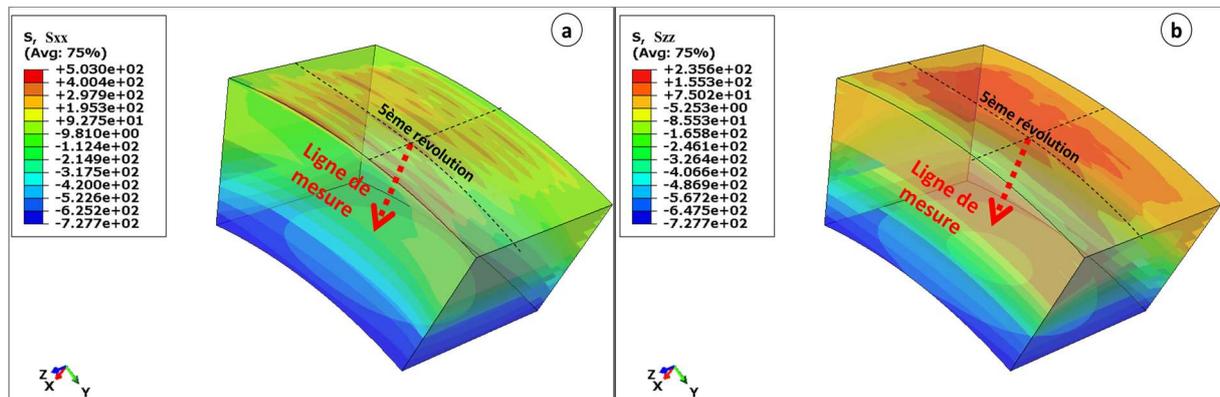


Figure 3-47 : Etat de contraintes résiduelles dans la direction (a) de coupe et (b) axiale obtenues par la modélisation mixte 3D

En vue d'obtenir des résultats adéquats, et puisqu'il est difficile de mesurer les résultats pour plusieurs lignes de mesure, les résultats ont été extraits à une révolution située dans la zone de l'état stable. Dans le présent travail, la ligne de mesure (Figure 3-47) est tracée dans la 5ème révolution. Dans le but d'étudier la sensibilité du modèle mixte par rapport aux conditions de coupe, et pour pouvoir comparer les résultats prédits par la simulation avec les données expérimentales, les contraintes résiduelles ont été tracées pour trois vitesses d'avance ($f = 0,05, 0,1$ et $0,15$ mm/tr), $V_C = 150$ m/min, et $a_p = 1$ mm (Figure 3-48).

N.B : L'axe z dans les modèles numériques correspond à l'axe y dans les mesures expérimentales et l'axe x reste inchangeable. Par conséquent, les contraintes S_{zz} numériques sont comparées avec les contraintes S_{yy} mesurées expérimentalement, et, les contraintes S_{xx} numériques sont comparées avec les contraintes S_{xx} expérimentales.

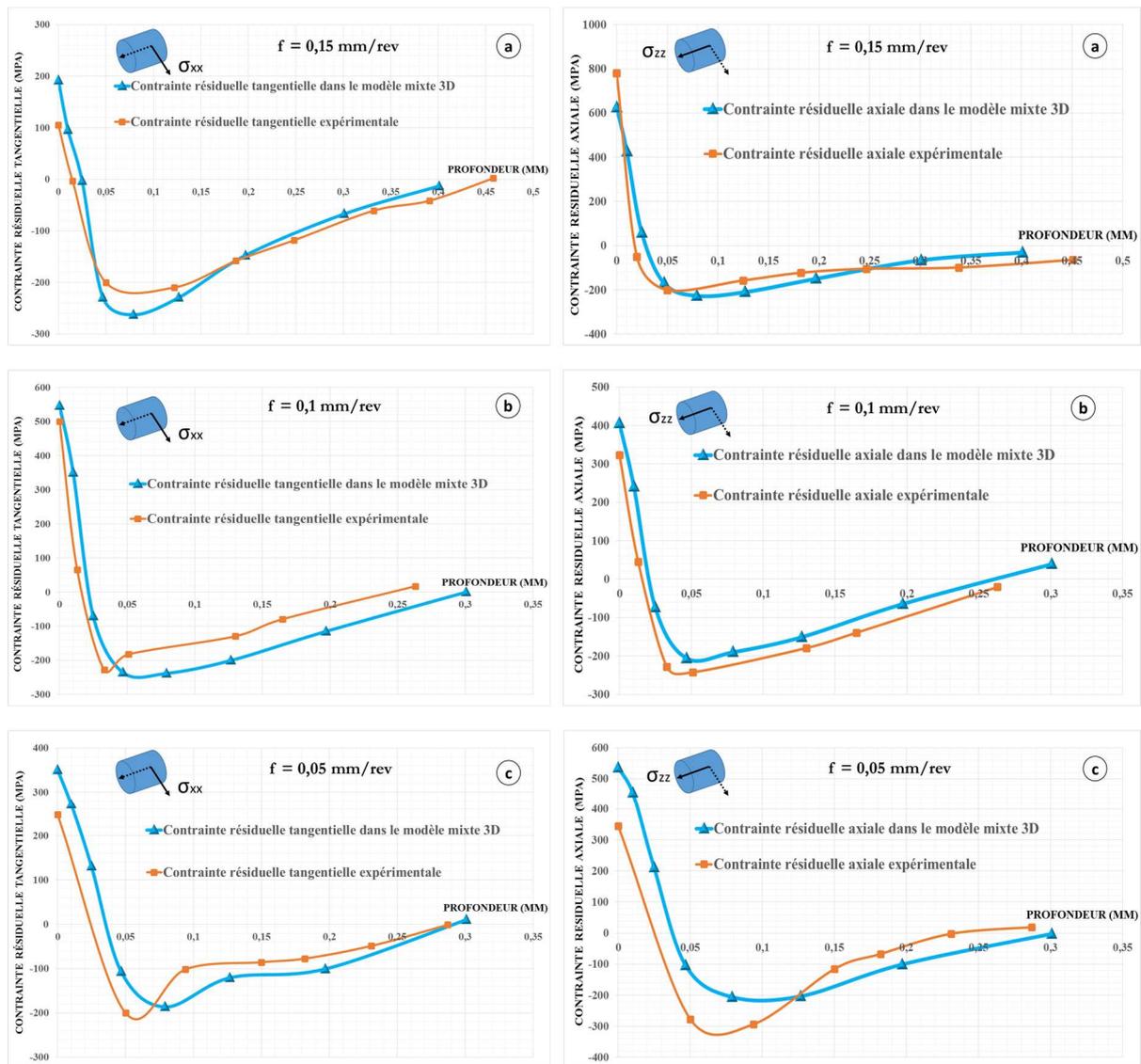


Figure 3-48 : Evolution des contraintes résiduelles axiales et tangentielles obtenues par simulation et mesurées expérimentalement pour $V_c = 150$ m/min, $a_p = 1$ mm, vitesse d'avance: (a) $f = 0,15$ mm/tr; (b) $f = 0,1$ mm/tr et (c) $f = 0,05$ mm/tr

La Figure 3-48 montre que les résultats numériques et expérimentaux sont qualitativement similaires. Les valeurs des contraintes résiduelles prédites par le modèle mixte et mesurées expérimentalement sont en concordance : on constate que les valeurs des contraintes résiduelles dans la surface extérieure sont relativement similaires sauf pour l'avance la plus faible ($f = 0,05$ mm/tour). Ceci peut être expliqué par le fait que l'effet de chaque révolution sur l'autre est plus significatif pour des faibles distances entre les passages, en créant ainsi une instabilité dans la surface extérieure du modèle mixte. On remarque aussi que la zone de compression est située à la même profondeur et que les valeurs de compression de contraintes résiduelles sont très similaires. Indépendamment de la vitesse d'avance, la Figure 3-48 montre qu'on obtient des contraintes résiduelles de traction dans la couche superficielle, qui sont rapidement converties en des valeurs

de compression. La profondeur de transition (conversion de l'état de traction à un état de compression) augmente par conséquent avec l'augmentation de l'avance f .

En ce qui concerne la largeur de la zone affectée par les contraintes résiduelles, elle augmente avec la valeur de l'avance. Cette observation est due à l'augmentation de la densité du flux thermique en ZCP conduisant à un effet thermique plus important dans le matériau.

3. 7. Développement du modèle 3D de tournage-galetage combiné se basant sur l'approche mixte

3. 7.1. Modélisation 3D du tournage-galetage combiné se basant sur l'approche mixte

La Figure 3-49 montre la modélisation 3D du procédé de tournage-galetage combiné se basant sur l'application des chargements équivalents. La modélisation de la pièce réalisée dans la section 3 est maintenue.

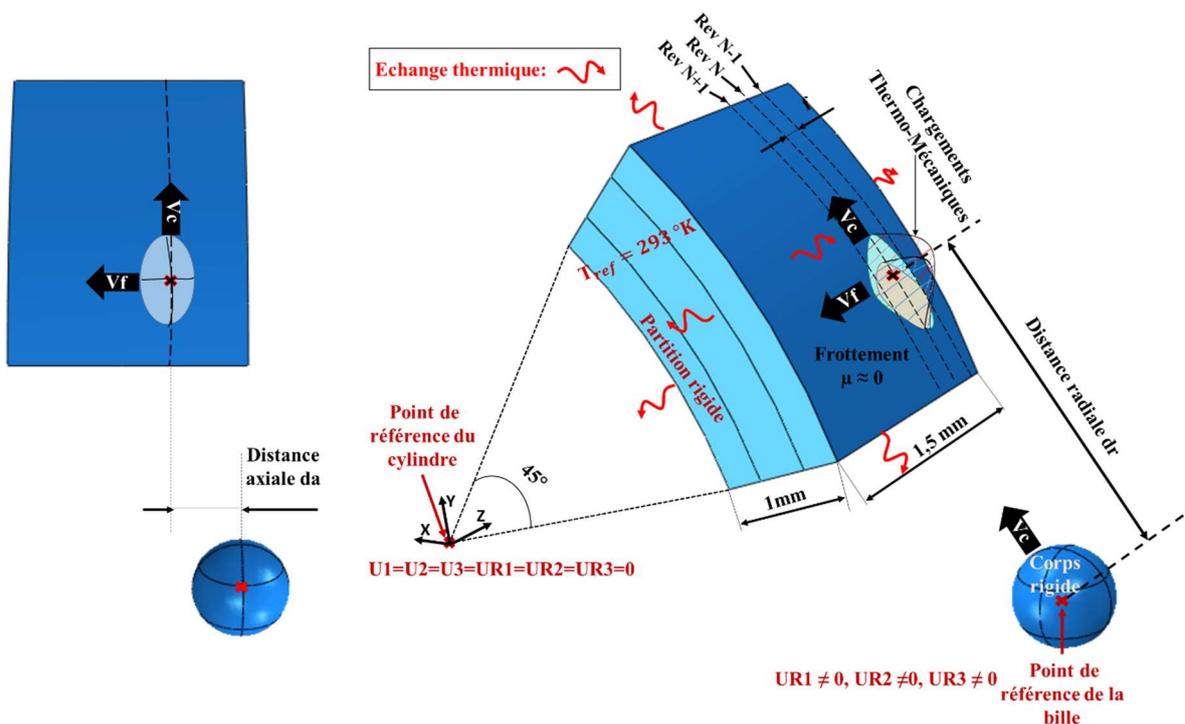


Figure 3-49 : Modélisation 3D du procédé de tournage-galetage combiné se basant sur l'application des chargements équivalents

Pour la bille de galetage, elle est considérée comme une sphère rigide ayant son centre comme un point de référence. Elle est libre en rotation, suivant toutes les axes de l'espace, autour de son centre. La bille est décalée, par rapport au centre d'application des chargements équivalents, d'une

distance radiale « d_r » et d'une distance axiale « d_a » et se déplace à la vitesse de coupe autour du centre de la pièce à usiner. Ceci présente le point fort de la simulation en trois dimensions. La pénétration de la bille est déterminée par l'effort de galetage et la théorie de Hertz.

Les séquences d'application des chargements équivalents sont similaires à celles décrites dans 3.6.2. La bille suit ainsi cette même séquence au cours de son déplacement (déplacement radial et axial séquentiels). Le frottement entre la bille et la pièce est supposé nul à cause de la bonne lubrification au cours de la réalisation de l'opération combinée.

3. 7.2. Résultats de simulation

Les résultats obtenus ont été tirés à partir de la zone de l'état stable où le motif des contraintes résiduelles semble être périodique tout au long de la pièce usinée comme présenté dans la Figure 3-50. Comme il a été constaté pour le modèle de tournage mixte 3D (Section 3), l'état stable pour le présent modèle est atteint au bout de trois révolutions.

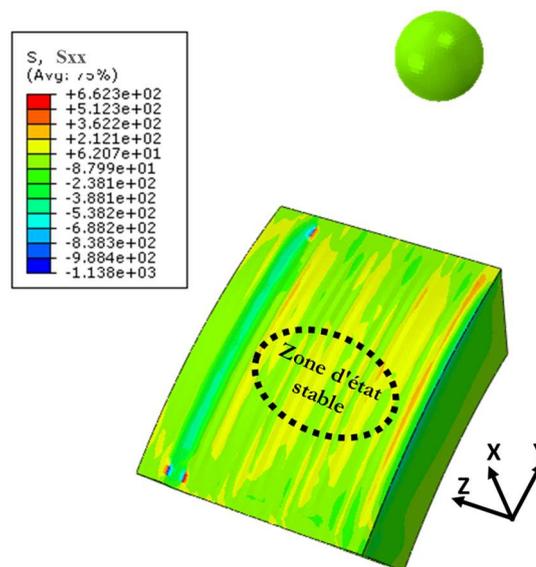


Figure 3-50 : Visualisation de l'état des contraintes résiduelles obtenue par le modèle mixte 3D de tournage-galetage combiné.

La pertinence du modèle mixte 3D pour prédire les contraintes résiduelles et la déformation plastique causées par l'opération de tournage-galetage combinée peut être évaluée en les comparant avec les données expérimentales.

Dans le but de comparer les résultats prédits par les simulations numériques avec les données expérimentales, trois cas de profil des contraintes résiduelles obtenues par la simulation numérique (2D et 3D) et de mesures expérimentales ont été tracés dans la Figure 3-51. On montre que les résultats sont qualitativement similaires pour les deux modèles et un bon accord avec les résultats

expérimentaux est obtenu. Les formes des profils obtenus expérimentalement et numériquement, les contraintes et la profondeur de compression sont similaires.

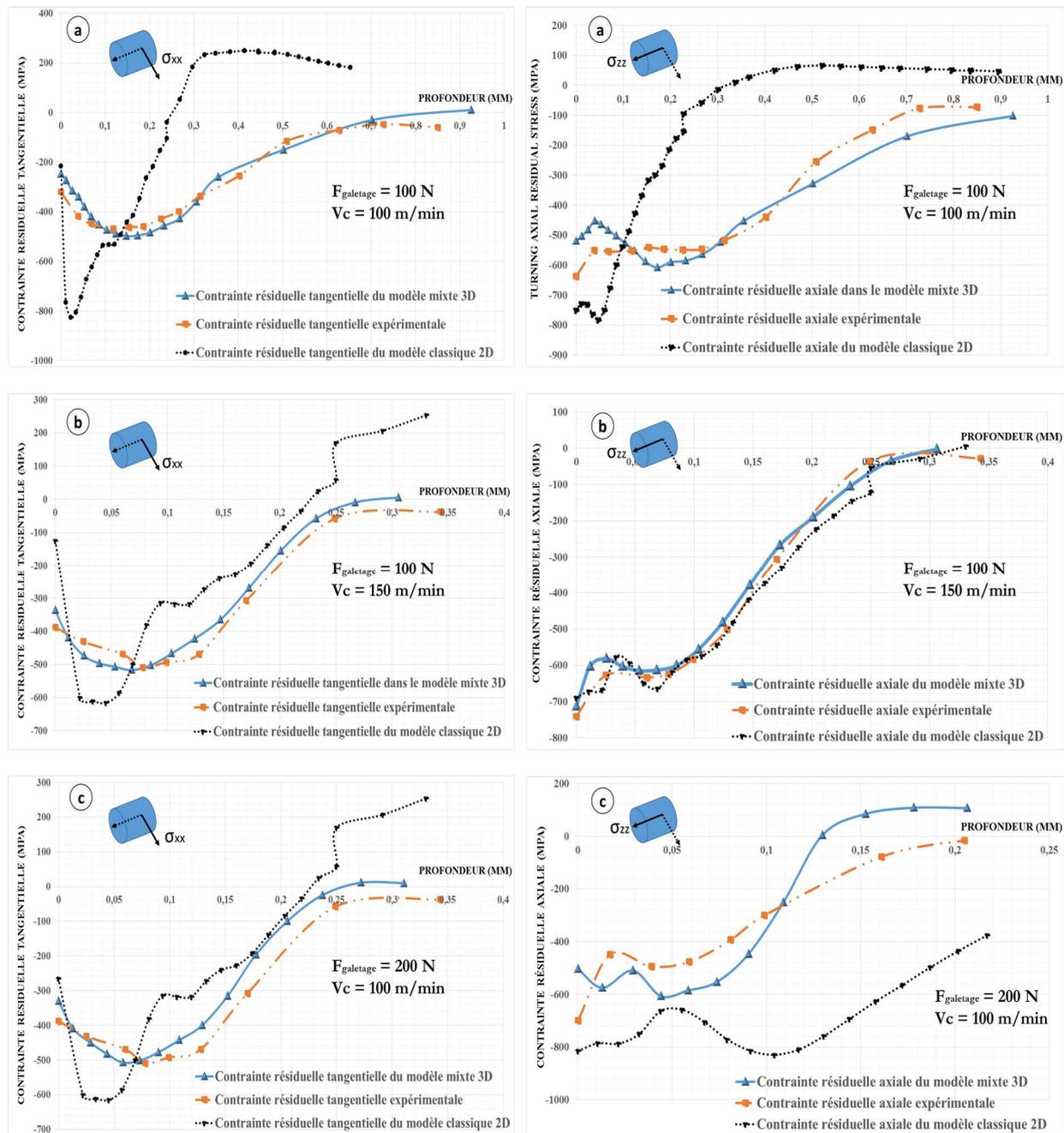


Figure 3-51 : Evolution des contraintes résiduelles axiales et dans la direction de galetage prédites par les simulations et mesurées expérimentalement pour $a_p = 1 \text{ mm}$, $f = 0.05 \text{ mm/tr}$: (a) $F_{\text{galetage}} = 100 \text{ N}$, $V_c = 100 \text{ m/min}$; (b) $F_{\text{galetage}} = 100 \text{ N}$, $V_c = 150 \text{ m/min}$; (c) $F_{\text{galetage}} = 200 \text{ N}$, $V_c = 100 \text{ m/min}$

L'étude quantitative révèle plusieurs différences entre les modèles 2D et 3D. Toutefois, on constate que le modèle 2D prédit une couche de contrainte de compression légèrement plus profonde que celle obtenue par les résultats expérimentaux.

Pour les contraintes résiduelles axiales, la Figure 3-51 montre une bonne cohérence des résultats prédits par le modèle mixte 3D et les résultats expérimentaux.

Par ailleurs, la différence entre les valeurs calculées et mesurées des contraintes résiduelles tangentielles varient de 40% pour la simulation 2D et 7% pour les calculs 3D. En effet, l'hypothèse de déformation plane du modèle 2D ne simule pas l'écoulement de la matière le long du plan extérieur de la direction tangentielle, et par conséquent, la déformation plastique a nettement diminué par rapport au modèle 3D (Figure 3-52). Les contraintes résiduelles sont ainsi affectées.

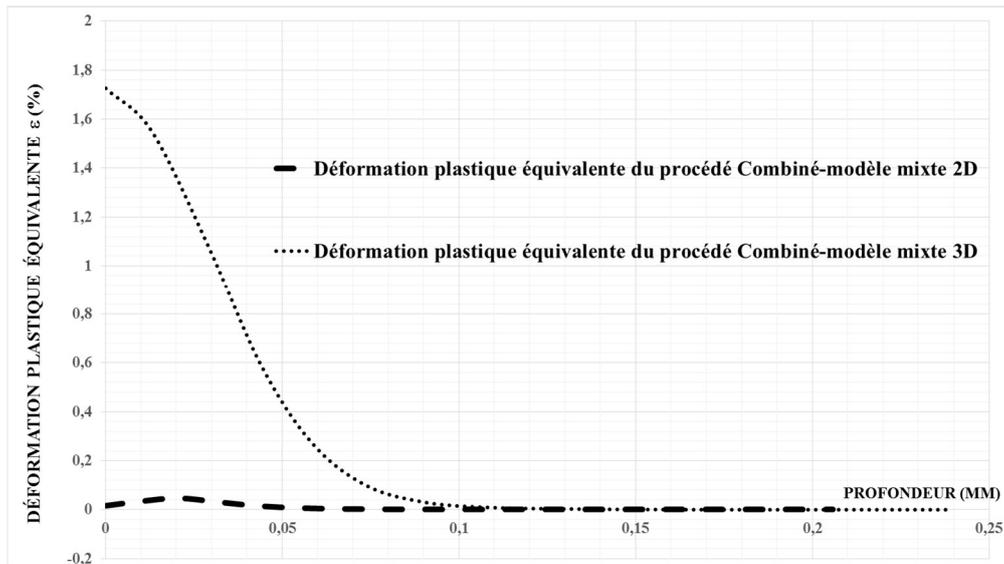


Figure 3-52 : Comparaison de la déformation plastique équivalente prédite par les modèles mixte 2D et 3D

3. 8. CONCLUSION :

Dans le présent chapitre, une approche 3D innovante permettant de prédire les contraintes résiduelles induites par le procédé de tournage-galetage combiné sur l'acier 42 Cr Mo 4 est présentée. Cette nouvelle méthode simule une opération tridimensionnelle de tournage et de galetage simultanément sans simuler l'enlèvement de matière et la formation de copeau. Cette approche consiste à remplacer l'outil de coupe par des chargements thermomécaniques équivalents à l'action de l'outil. Cette technique innovante appelée « Modélisation Mixte » permet de :

- Éviter les problèmes de modélisation classique liés à la simulation de l'opération de coupe tels que les distorsions de maillage, le temps de calcul très importants, les interactions et la modélisation du contact à l'interface outil/pièce ;
- Surmonter les limites de la modélisation 2D et de la coupe orthogonale en passant à la modélisation 3D, rendant ainsi le modèle plus fiable et ayant la capacité d'observer de nouveaux phénomènes qui ne peuvent pas être observés par la modélisation 2D ;

-
- Passer à une configuration/modélisation 3D du procédé de tournage-galetage combiné. Cette modélisation aurait été très difficile voire impossible à mettre en place en utilisant l'approche classique (avec enlèvement de matière) ;
 - Simuler plusieurs révolutions des outils (outil de coupe et de galetage) et estimer le nombre des révolutions nécessaire pour atteindre l'état stationnaire ;
 - Simuler les interactions de chaque révolution avec les révolutions voisines. Le modèle révèle que les contraintes résiduelles au niveau de la surface extérieure est périodique (non homogène) avec une période correspondante à la vitesse d'avance, ce qui n'a pas été pris en compte dans la modélisation 2D ;
 - Etudier le phénomène de l'état stable afin de pouvoir déterminer le profil donnant les valeurs adéquates des contraintes résiduelles. Le modèle mixte montre qu'il faut au moins trois passes pour atteindre l'état stable quel que soit les conditions de coupe ;
 - Varier les conditions de coupe et de galetage en toute simplicité en raison de la rapidité et de l'efficacité du modèle mixte.

Les résultats numériques et expérimentaux montrent que la zone affectée varie en fonction des conditions de coupe et de galetage et que la couche superficielle est toujours dans état de compression. Le modèle 2D présente de bons résultats en termes des contraintes résiduelles dans la direction axiale et une faible prédiction des contraintes résiduelles dans la direction de galetage. Ceci nous a poussés à passer à la configuration 3D présentant ainsi une meilleure prédiction des contraintes résiduelles dans la direction axiale et dans la direction de galetage.

4. Conclusions générales et perspectives

Le thème principal de la recherche proposée était centré sur un nouveau procédé de finition de surface, combinant une opération de tournage et une opération de galetage par bille, appelé « Tournage-galetage combiné (CoTuB) » qui est un procédé relativement nouveau, utilisé pour améliorer l'intégrité de la surface traitée. L'idée est d'exploiter positivement la température générée lors de la coupe afin de générer une déformation plastique plus intense au niveau de la surface extérieure. Cela permettra de supprimer les irrégularités géométriques, générées lors de la coupe, au moyen de l'outil de galetage.

Dans un premier temps, la conception et la fabrication d'un dispositif permettant de réaliser les deux opérations simultanément a été concrétisée. Ensuite, des essais expérimentaux ont été effectués en combinant ces deux procédés usinage-galetage, pour finalement étudier les impacts de cette combinaison sur l'intégrité de surface. Il s'est avéré que ce procédé améliore l'état de la surface et la micro dureté, et fournit une couche superficielle caractérisée par un état des contraintes résiduelles de compression. Ces propriétés offrent une meilleure résistance à la corrosion et à l'usure, améliorant ainsi la durée de vie de la pièce.

Pour réaliser un procédé de tournage-galetage réussi, il faut optimiser la sélection des paramètres du procédé (effort de galetage, diamètre de la bille, vitesse de coupe et d'avance, profondeur de passe). Pour atteindre cet objectif, l'effet de chaque paramètre du procédé a été étudié en mesurant la topographie de surface, et en déterminant l'état des contraintes résiduelles par la diffraction des rayons X ; La caractérisation MEB, microscope optique ; Aussi une mesure de dureté est obtenue par micro indentations. L'utilisation du plan d'expérience de type Taguchi a permis de tirer les paramètres optimaux du procédé CoTuB, donnant une meilleure fiabilité des surfaces lors du traitement de l'acier 42 Cr Mo 4. Les paramètres optimaux sont les suivants : Diamètre de la bille (12 mm), effort de galetage (100 N), vitesse de coupe (100 m/min), profondeur de passe (0.5 mm) et vitesse d'avance (0.05 mm/tr).

Pour une meilleure compréhension des phénomènes mis en jeu lors de la combinaison de ces deux opérations usinage/galetage, des approches et des méthodologies numériques permettant de reproduire le procédé de tournage-galetage combiné ont été mises en place. Cependant, la simulation du procédé combiné est très difficile à cause des problèmes engendrés par la simulation de l'opération de coupe. Ces problèmes sont liés principalement à la modélisation du contact à l'interface outil / surface usinée, la loi de comportement et le choix des éléments quadrilatères du premier ordre à intégration réduite. Ceci a poussé à adopter une nouvelle approche appelée

« Approche Mixte » qui consiste à modéliser uniquement la surface usinée finale de la pièce. Le modèle mixte ne simule pas la formation du copeau et la séparation de la matière autour de l'arête de coupe. Mais il utilise des chargements thermomécaniques équivalents à l'action de l'outil appliqué sur la surface usinée.

Pour ce faire, un modèle de coupe orthogonale est utilisé afin d'extraire les formes et les emplacements des chargements équivalents. Sur la base des résultats de ce modèle de coupe, deux zones de chargement sont prises en compte : en dessous de la zone de formation de copeaux (ZCP) et de la zone de contact outil / pièce (ZCT). Dans la ZCP, seul un flux de chaleur est appliqué tandis que dans la ZCT, une pression normale et une contrainte tangentielle sont imposées. Le modèle de coupe orthogonale n'est pas considéré pour quantifier les chargements équivalents. En effet, les phénomènes physiques présents autour de l'arête de coupe (frottement, forte déformation et comportement du matériau dans des conditions extrêmes de pression et de température) sont très difficiles à modéliser avec précision. Ainsi, seule la forme et les emplacements sont extraits, et la quantification finale des chargements est réalisée à l'aide des essais expérimentaux (tests de frottement et de coupe). Généralement, la quantification et la comparaison des chargements montrent une dominance des intensités de chargements dans la ZCT. Ensuite, cette nouvelle méthode est adaptée à une simulation 3D de tournage-galetage combiné et permet de modéliser plusieurs passages des outils sur la surface usinée et traitée mécaniquement. Avec cette méthode, il est possible d'estimer le nombre de révolutions conduisant à un état stable. Ce modèle a permis également de varier facilement les paramètres de coupe sans avoir de soucis liés au temps de calcul et de problèmes numériques. Le modèle révèle également que les contraintes résiduelles ne sont pas homogènes sur la surface extérieure et que la période correspond au pas des outils en action. Afin de comparer les résultats numériques avec les mesures expérimentales, seul le profil issu de l'état stable de la simulation a été considéré pour obtenir une comparaison précise avec les profils de contraintes résiduelles obtenus expérimentalement par diffraction de rayons X. Pour les résultats numériques et expérimentaux, on remarque que la zone affectée varie en fonction des conditions de coupe et de galetage et que la couche superficielle est toujours dans un état de compression. Un modèle 2D préliminaire présente de bons résultats en termes des contraintes résiduelles dans la direction axiale et une faible prédiction des contraintes résiduelles dans la direction de galetage. Enfin, les valeurs de contraintes résiduelles prédites et mesurées expérimentalement sont nettement améliorées et similaires dans le modèle 3D.

Comme perspectives pour ce travail, des essais de caractérisations permettant d'étudier la résistance à la fatigue, à la corrosion et à l'usure sur des éprouvettes normalisées réalisées par le biais de l'outil combiné usinage galetage doivent être menés. Ainsi que des simulations numériques

correspondantes doivent avoir lieu afin de caler le travail expérimental et donner une meilleure compréhension aux phénomènes physiques mis en jeu.

Il serait aussi envisageable d'analyser l'impact du décalage radial et axial de la bille du galetage, par rapport au pointe de l'outil de coupe, sur l'intégrité de surface. Ceci permettra de déterminer la position optimale donnant un meilleur résultat en termes de contrainte résiduelles et d'état de surface. En effet, un décalage très important limitera le profit de la température abondante générée par l'outil de coupe, contrairement à un décalage très faible qui accumule l'effet de la pression de galetage. Il serait ainsi nécessaire de développer des méthodes d'optimisation capables de déterminer la position optimale.

Concernant la modélisation du procédé combiné, il serait bénéfique de développer des méthodes de simulation numérique 3 dimensions qui prennent en compte l'écoulement de la matière autour de l'arrête de l'outil de coupe. Ceci permettra de se rapprocher le plus possible de la réalité et d'avoir des résultats plus pertinentes en termes des déformations induites par l'opération de séparation de la matière.

Enfin, pour la modélisation qui se base sur l'approche mixte, la prochaine étape liée à l'amélioration du modèle sera la prise en compte du changement de phase lors de l'usinage. Ce développement permettra de tester les capacités et la robustesse du modèle pour une large gamme de paramètres de coupe (changement de vitesse de coupe, outil usé, état sec, etc.). Ainsi, cette approche de modélisation pourra être appliquée à n'importe quel procédé de fabrication tel que le fraisage, le perçage, rectification, etc.

Références

- Tabor, D. & Bowden, F., 1951. *Friction and lubrication of solids*. Oxford: University Press.
- Altenberger, I., 2005. *Deep rolling-the past, the present and the future*. s.l., s.n.
- Altenberger, I., Scholtes, B., Martin, U. & Oettel, H., 1999. Cyclic deformation and near surface microstructures of shot peened or deep rolled austenitic stainless steel AISI 304. *Mater Sci Eng*, 264(1-2), pp. 1-16.
- Anon., 2003. Fatigue des alliages ferreux - Facteurs d'influence.. Dans: Editions T.I. éd. s.l.:Techniques de l'ingénieur.
- Aouici, H. et al., 2012. Analysis of surface roughness and cutting force components in hard turning with CBN tool: Prediction model and cutting conditions optimization. *Measurement*, 45(3), pp. 344-353.
- Arrazola, P., Meslin, F., Hamann, J.-C. & Le Maître, F., 2002. *Numerical Cutting Modeling with Abaqus/Explicit 6.1*. s.l., s.n.
- Arunachalam, R., Mannan, M. & Spowage, A., 2004. Surface face integrity when machining age hardened inconel 718 with coated carbide cutting tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(14), p. 1481-1491.
- Attanasio, A., Ceretti, E. & Giardini, C., 2009. 3D FE modelling of superficial residual stresses in turning operations. *Machining Science, Technology*, Volume 13, pp. 317-337.
- Avilés, R., Albizuri, J., Rodriguez, A. & López de lacalle, L., 2013. Influence of low-plasticity ball burnishing on the high-cycle fatigue strength of medium carbon AISI 1045 steel. *International Journal of Fatigue*, Volume 55, pp. 230-244.
- Axinte, D. A. & Gindy, N., 2004. Turning assisted with deep cold rolling- a cost efficient hybrid process for workpiece surface quality enhancement. *Proc IMechE Part B: Journal of Engineering Manufacture*, Volume 218, pp. 807-811.
- Barge, M., 2005. *Etude expérimentale et numérique des mécanismes d'usinage par abrasion*, Lyon: LTDS.
- Bonnet, C., Poulachon, G., Rech, J. & Girard, Y., 2010. *Proceeding of the 12th CIRP Conference on Modeling of Machining Operations*. s.l., s.n., pp. 237-242.

-
- Bouzid Saï, W., Ben Salah, N. & Lebrun, J., 2001. Influence of machining by finishing milling on surface characteristics. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Volume 41, pp. 443-450.
 - Bouzid Sai, W. & Triki, E., 2006. Influence des caractéristiques des surfaces usinées sur la résistance à la corrosion d'un acier inoxydable Austénite-ferritique. *Transactions of the CSME*, 30(2), pp. 183-190.
 - Brinksmeier, E., Lucca, D. & Walter, A., 2004. Chemical Aspects of Machining Processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 53(2), pp. 685-699.
 - Buryta, D., Sowerby, R. & Yellowley, I., 1994. Stress distributions on the rake face during orthogonal machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 34(5), pp. 721 - 739.
 - Chatti, S., 2009. Choix d'un algorithme explicite ou implicite pour la simulation du retour élastique. *19ème Congrès Français de Mécanique*.
 - Chen, J., Huang, Y. & Chen, M., 2005. A study of the surface scallop generating mechanism in the ball-end milling process. *International Journal of Machine Tool & Manufacture*, Volume 45, pp. 1077-1084.
 - Chen, L., El-Wardany, T. & Harris, W., 2004. Modelling the effects of flank wear land and chip formation on residual stresses. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 53(1), pp. 95-98.
 - Chomienne, V., 2014. *Étude de l'influence de l'intégrité de surface en tournage de l'acier 15-5PH sur la tenue en fatigue en flexion rotative*, Lyon: s.n.
 - Cohen, G., 2009. *Etude des effets thermiques et mécaniques en usinage à sec. Application à la qualité de la pièce en tournage (Study of thermal and mechanical effects in dry machining. Application to the workpiece's quality in turning)*, Toulouse: s.n.
 - Cohen, G. et al., 2012. Thermal and mechanical modeling during dry turning operations. *Int J Adv Manuf Technol*, Volume 58, p. 133–140.
 - Courbon, C., 2011. *Vers une modélisation physique de la coupe des aciers spéciaux : intégration du comportement métallurgique et des phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces*, Lyon: s.n.
 - Devillez, A., Le Coz, G. & Dominiak, S., 2011. Dry machining of Inconel 718, workpiece surface integrity. *J Mater Process Tech*, Volume 211, p. 1590–1598.
-

-
- El-TAweel, T. & El-Axir, M., 2009. Analysis and optimization of the ball burnishing process through the Taguchi technique. *The International Journal of advanced Manufacturing Technology*, 41(3), pp. 301-310.
 - EL-Tayeb, N. & Purushothaman, S., 2011. Prediction of Burnishing Surface Integrity using Radial Basis Function. *International Journal of Mechanical and Materials Engineering*, Volume 6, pp. 391-399.
 - Field, D. & Kahles, J., 1964. *The surface integrity of machined and ground high strength steels*, s.l.: DMIC 210.
 - Germain, G., 2006. *Contribution à l'optimisation du procédé d'usinage assiste laser*, Angers: ENSAM, CER d'Angers.
 - Gharbi, F., Sghaier, S., Al Fadhalah, . K. J. & BenAmeur, T., 2011. Effect of ball burnishing process on the surface quality and microstructure properties of AISI 1010 steel plates. *JMEPEG*, Volume 20.
 - Gharbi, F., Sghaier, S., Hamdi, H. & Benameur, T., 2011. Ductility improvement of aluminum 1050A rolled sheet by a newly designed ball burnishing tool device. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 60(1-4), pp. 87-99.
 - Goutam, D., Raviraj, S., Shrikantha, S. & Vinayak, N., 2014. Analysis of surface roughness and hardness in ball burnishing of titanium alloy. *Measurement*, Volume 58, pp. 256-268.
 - Grum, J., 2001. A review of the influence of grinding conditions on resulting residual stresses after induction surface hardening and grinding. *Journal of Materials processing technology*, 114(3), pp. 212-226.
 - Guo, Y. & Barkey, M., 2004. FE-simulation of the effects of machining-induced residual stress profile on rolling contact of hard machined components. *International Journal of Mechanical Sciences*, Volume 46, pp. 371-388.
 - Hamadache, H., Laouar, L., Zeghib, N. & Chaoui, K., 2006. Characteristics of Rb40 steel superficial layer under ball and roller burnishing. *Journal of Materials Processing Technology*, 180(1-3), pp. 130-136.
 - Hamdi, H., Zahouani, H. & Bergheau, J., 2004. Residual stresses computation in a grinding process. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 147, pp. 277-285.
-

-
- Hassan, A., 1997. The effects of ball- and roller-burnishing on the surface roughness and hardness of some non-ferrous metals. *Journal of Materials Processing Technology*, 72(3), p. 385–391.
 - Hassan, A. & Al-Bsharat, A., 1996. . Improvement in some properties of non-ferrous metals by the application of ball burnishing process. *J Mater Process Tech*, 59(3), p. 250–256.
 - Hassan, A. & Sulieman, A., 1999. Improvement in the wear resistance of brass components by the ball burnishing process. *Journal of materials processing technology*, 96(1-3), pp. 73-80.
 - HILLERBORG, A., Modéer, M. & Pettersson, P., 1976. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and concrete research*, Volume 6, pp. 773-782.
 - Jaffery, S. H., Khan, M., Ali, L. & Mativenga, P., 2016. Statistical analysis of process parameters in micromachining of Ti-6Al-4V alloy. *Proc IMechE Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 230(6), pp. 1017-1034.
 - Javidi, A., Rieger, U. & Eichlseder, W., 2008. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. *International Journal of Fatigue*, 30(10-11), pp. 2050-2055.
 - Jianxin, D., Li, Y. & Song, W., 2008. Diffusion wear in dry cutting of Ti–6Al–4V with WC/Co carbide tools. *Wear*, Volume 265, p. 1776–1783.
 - Jinlong, L. & Hongyun, L., 2013. Effect of surface burnishing on texture and corrosion behavior of 2024 aluminum alloy. *Surface and Coatings Technology*, Volume 235, pp. 513-520.
 - Johnson, G. & Cook, W., 1983. A constitutive model and data for metals subject to large. *7th Int. Sym. Ballistics*, p. 124–133.
 - Johnson, G. R. & Cook, W. H., 1985. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 21, p. 31–48.
 - khellouki, A., Rech, J. & Zahouani, H., 2007. The effect of the abrasive grain's wear and contact conditions on surface texture in belt finishing. *Wear*, Volume 263, pp. 81-87.
 - Laouar, L. et al., 2009. Mechanical surface treatment of steel-optimization parameters of regime. *Physics Procedia*, 2(3), pp. 1213-1221.
 - Lee, H., Mall, S., Sathish, S. & Blodgett, M., 2006. Evolution of residual stresses in a stress-free titanium alloy subjected to fretting fatigue.. *Mater Lett*, 60(17-18), pp. 2222-2226.
-

-
- Li, X., 1996. Study of the jet-flow rate of cooling in machining Part 1: Theoretical analysis. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 62, pp. 149-152.
 - Loh, N. & Tam, S., 1988. Effects of ball burnishing parameters on surface finish-A literature survey and discussion. *Precision Engineering*, 10(4), pp. 215-220.
 - Mabrouki, T., Girardin, F., Asad, M. & Rigal, J., 2008. Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351). *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(11), pp. 1187-1197.
 - Mabrouki, T. & Rigal, J. F., 2006. A contribution to a qualitative understanding of the thermomechanical effects during chip formation in hard turning. *International Journal of Materials Processing Technology*, Volume 176, pp. 214-221.
 - Matsumoto, Y., Hashimoto, F. & Lahoti, G., 1999. Surface integrity generated by precision hard Turning. *Annals of the CIRP*, Volume 48, pp. 59-62.
 - MERCHANT, M., 1945. Mechanics of the metal cutting process I : Orthogonal cutting and a type 2 chip. *Journal of Applied Physics-ASME*, Volume 16, pp. 267-275.
 - Mezlini, S. et al., 2014. Effect of a combined machining/burnishing tool on the roughness and mechanical properties. *Lubrication Science*, 26(3), pp. 175-187.
 - Miguélez, M., Sanchez, A., Cantero, J. & Loya, J., 2009. An efficient implementation of boundary conditions in an ale model for orthogonal cutting. *Journal of theoretical and applied mechanics*, Volume 47, pp. 599-616.
 - Mondelin, A., 2012. *Modélisation de l'intégrité des surfaces usinées : Application au cas du tournage inoxydable 15-5PH*, s.l.: s.n.
 - Moufki, A., Dudzinsk, D., Molinari, A. & Rausch, M., 2000. Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: forces and chip flow predictions. *Int. J. Mech. Sci*, Volume 42, pp. 1205-1232.
 - Moufki, A., Molinari, A. & Dudzinski, D., 1998. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *J. Mech. Phys. Solids*, 46(10), pp. 2103-2138.
 - Murthy, R. & Kotiveerachari, B., 1981. Burnishing of metallic surfaces—a review. *Precis Eng*, Volume 3, p. 172–179.
-

-
- Nalla, R. et al., 2003. On the influence of mechanical surface treatments deep rolling and laser shock peening on the fatigue behavior of Ti/6Al/4 V at ambient and elevated temperatures. *Mater Sci Eng*, Volume 355, pp. 216-230.
 - Nasr, M., Ng, E. & Elbestawi, M., 2007. Modelling the effects of tool-edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI 316L. *International Journal of Mechanical Sciences*, Volume 47, pp. 23 - 41.
 - Outeiro, J. et al., 2008. Analysis of residual stresses induced by dry turning of difficult-to-machine materials. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 57(1), pp. 77-80.
 - Pantalé, O., 1996. *Modélisation et simulation tridimensionnelles de la coupe des métaux : thèse présentée pour obtenir le grade de docteur*. Tarbes : Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes: s.n.
 - Pantalé, O., 2005. *Plateforme de prototypage virtuel pour la simulation numérique en grandes transformations thermomécaniques rapides*. Toulouse: Ecole Nationale d'Ingénieurs de Tarbes.
 - Pantalé, O. et al., 2004. 2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects. *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng*, Volume 193, pp. 4384-4399.
 - Passeron, A., 2010. *Tournage*. s.l.:Techniques de l'ingénieur.
 - Poulachon, G., 1999. *Aspects phénoménologiques, mécaniques et métallurgique en tournage c-BN des aciers durcis*, Cluny: s.n.
 - Rajasekariah, R. & Vaidyanathan, S., 1975. Increasing the wear-resistance of steel components by ball burnishing. *Wear*, Volume 34, p. 183-188.
 - Ramesh, S., Karunamoorthy, L. & Palanikumar, K., 2008. Fuzzy Modeling and Analysis of Machining Parameters in Machining Titanium Alloy. *Materials and Manufacturing Processes*, Volume 23, pp. 439-447.
 - Rech, J., Battaglia, J. & Moisan, A., 2005. Thermal influence of cutting tool coatings. *Journal of Materials Processing Technology*, 159(1), pp. 119 - 124.
 - Rech, J., Hamdi, H. & Valette, S., 2008. *Workpiece surface integrity*. London: Springer-Verlag: Machining : fundamentals and recent advances .
 - Rech, J. et al., 2008. Characterization and modelling of the residual stresses induced by belt finishing on a AISI52100 hardened steel. *Journal of material processing Technology*, Volume 208, pp. 187-195.
-

-
- Rech, J. & Moisan, A., 2003. Belt grinding : a way to optimize the surface integrity of cut surfaces. *International conference MMSS*, p. 125–132.
 - Ribeiro, M., Moreira, M. & Ferreira, J., 2003. Optimization of titanium alloy (6Al-4V) machining. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 143, pp. 458-463.
 - Rodriguez, A. et al., 2012. Surface improvement of shafts by the deep ball-burnishing technique. *Surface and Coatings Technology*, 206(11-12), pp. 2817-2824.
 - Röttger, K., 2002. *Walzen hartgedrehter Oberflächen*, Aachen - Germany: s.n.
 - Sagbas, A., 2011. Analysis and optimization of surface roughness in the ball burnishing process using response surface methodology and desirability function. *Advances in Engineering Software*, 42(11), pp. 992-998.
 - Salvatore, F., Halila, F., Mabrouki, T. & Hamdi, H., 2012. Numerical and experimental study of residual stress induced by machining process. *Int. J. Surface Science and Engineering*, 6(2012), pp. 136-147.
 - Salvatore, F., Saad, S. & Hamdi, H., 2013. Modeling and simulation of tool wear during the cutting process. *Procedia CIRP*, Volume 8, pp. 305-310.
 - Sasahara, H., 2005. The effect on fatigue life of residual stress and surface hardness resulting from different cutting conditions of 0.45%C steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 45(2), pp. 131-136.
 - Sasahara, H., Obikawa, T. & Shirakashi, T., 2004. Prediction model of surface residual stress within a machined surface by combining two orthogonal models. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 44, pp. 815-822.
 - Schmidt, A. & Roubik, J., 1949. Distribution of Heat Generated in Drilling. *Transaction of the ASME*, Volume 71, pp. 245-252.
 - Schulze, V., 2002. *Characteristics of surface layers produced by shot peening*. Garmisch-Partenkirchen, s.n., pp. 145-165.
 - Shet, C. & Deng, X., 2003. Residual stresses and strains in orthogonal metal cutting. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Volume 43, p. 573–587.
 - Shi, G., Deng, X. & Shet, C., 2002. A finite element study of the effect of friction in orthogonal metal cutting. *Elsevier Science*, Volume 38, pp. 863-883.
-

-
- Shirsat, U. & Ahuja, B., 2004. Parametric analysis of combined turning and ball burnishing process. *Indian Journal of Engineering and Materials Sciences*, 11(5), pp. 391-396.
 - Srinivasa, D., 2008. SRINIVASA D., "Investigations on the Effect Ball Burnishing Process Parameters on the Surface Hardness and Wear Resistance of HSLA Dual-Phase Steels. *Materials and Manufacturing processes*, Volume 23, pp. 295-302.
 - Tonshoff, H., Arendt, C. & Amor, R., 2000. Cutting of Hardened Steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 49(2), pp. 547 - 566.
 - Valiorgue, F. et al., 2007. A new approach for the modelling of residual stresses induced by turning of 316L. *Journal of Materials Processing Technology*, Volume 191, p. 270–273.
 - Valiorgue, F. et al., 2012. 3D modeling of residual stresses induced in finish turning of an AISI304L stainless steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 53, pp. 77-90.
 - Yao, C. et al., 2015. Surface integrity and fatigue behavior in shot-peening for high speed milled 7055 aluminum alloy. *Journal of Engineering Manufacturing*.
 - Yousfi, W., 2015. *Modélisation thermomécanique 3D en fraisage*, Bordeaux: s.n.
 - Youssef, S., 2012. *Étude des effets du meulage sur l'intégrité de surface des alliages à base de nickel - Approche expérimentale et numérique*, Saint Etienne: s.n.
 - Zemzemi, F. et al., 2007. Development of a friction model for the tool-chip-workpiece interfaces during dry machining of AISI4142 steel with TiN coated carbide tools. *International Journal of Machine Tools,Manufacture*, Volume 2, pp. 361-367.
 - Zlatin, N. & Field, M., 1973. *Procedures and Precautions in Machining Titanium Alloys*. s.l.:Air Force Materials Laboratory, Wright-Patterson Air Force Base .

N° d'ordre : 2017LYSEE004

Anis RAMI

DISSERTATION TITLE : NUMERICAL AND EXPERIMENTAL CONTRIBUTIONS FOR A FUNDAMENTAL UNDERSTANDING OF THE SURFACE INTEGRITY INDUCED BY A COMBINED TURNING BURNISHING PROCESS

Speciality : Mechanical Engineering

Keywords : Turning, Burnishing, surface integrity, experimentation, 3D Simulation.

Abstract :

The Combined Turning-Burnishing (CoTuB) process is an innovative machining treatment that performs turning and ball-burnishing processes simultaneously and on the same machine tool. The aim of performing the combined process is to enhance surface integrity and increase productivity at the same time when compare to conventional surface treatment and machining processes. Based on adopting design of experiments, it has been depicted that a considerable improvement in surface quality could be obtained meaning the new combined process by using the suitable process parameters. In order to carry out a parametric study, a set of experiments based on Taguchi method completed with a statistical analysis of variance (ANOVA) were performed. The aim of this experimental investigation is to identify the optimal turning/burnishing parameters when treating AISI 4140 steel. This helps to get an optimal surface integrity. For a better understanding of the phenomena involved during combined machining / burnishing processes, numerical approaches and methodologies for reproducing the combined turning-burnishing process have been performed. A new approach, called the "Mixed Approach", is developed and used in order to simplify the simulation of the combined process. This approach combines experimental and numerical data in order to determine shape and to quantify thermal and mechanical loadings exerted by the cutting tool on the machined surface on each shear zone. This new method allowed to perform a 3D simulation of combined turning-burnishing and allows to model several tool passages on the machined surface. The simulation allows to predict residual stresses induced by the combined process and the comparison reveals good agreements between numerical and experimental results.

N° d'ordre : 2017LYSEE004

Anis RAMI

TITRE DE LA THÈSE : CONTRIBUTIONS EXPERIMENTALES ET NUMERIQUES POUR LA COMPREHENSION DE L'INTEGRITE DES SURFACES INDUITE PAR UN OUTIL COMBINE USINAGE - GALETAGE

Spécialité: Génie Mécanique

Mots clefs : Tournage, Galetage, Intégrité de surface, Expérimentation, Simulation 3D.

Résumé : En français

Le procédé de tournage galetage (CoTuB) est un traitement d'usinage innovant réalisant les procédés de tournage et de galetage à billes simultanément et sur la même machine-outil. L'objectif du procédé combiné est d'améliorer l'intégrité de surface et en même temps d'augmenter la productivité par rapport aux traitements conventionnels de surface et les procédés d'usinage. En adoptant un plan d'expérience, il a été démontré qu'une amélioration considérable de l'intégrité de surface pourrait être obtenue en utilisant le nouveau procédé combiné et en sélectionnant les paramètres appropriés. Pour effectuer une étude paramétrique, un ensemble d'expériences basées sur un plan d'expérience de type Taguchi complété par une analyse de la variance (ANOVA) a été réalisée. Le but de cette étude expérimentale est d'identifier les paramètres optimaux du tournage / galetage lors du traitement de l'acier 42 Cr Mo 4 permettant de donner une intégrité de surface optimale.

Pour une meilleure compréhension des phénomènes impliqués lors du procédé combiné d'usinage / galetage, des approches et méthodologies numériques ont été développées afin de reproduire le procédé combiné. Une nouvelle approche numérique, appelée «Approche Mixte», est développée et utilisée afin de simplifier la simulation du procédé combiné. Cette approche combine des données expérimentales et numériques afin de déterminer la forme et de quantifier les chargements thermiques et mécaniques exercés par l'outil de coupe sur la surface usinée sur chaque zone de cisaillement. Cette nouvelle méthode a permis d'effectuer une simulation 3D du procédé de tournage-galetage combiné et permet de simuler plusieurs passages des outils autour de la surface usinée. La simulation permet de prédire les contraintes résiduelles induites par le procédé combiné et la comparaison révèle un bon accord entre les résultats numériques et expérimentaux.