



HAL
open science

**Contribution à l'étude de l'intégrité des surfaces
fonctionnelles induites par un procédé
thermomécanique-mécanique combiné :
rectification-galetage**

Yasmine Charfeddine

► **To cite this version:**

Yasmine Charfeddine. Contribution à l'étude de l'intégrité des surfaces fonctionnelles induites par un procédé thermomécanique-mécanique combiné : rectification-galetage. Autre. Université de Lyon, 2020. Français. NNT : 2020LYSEE008 . tel-03185818

HAL Id: tel-03185818

<https://theses.hal.science/tel-03185818>

Submitted on 30 Mar 2021

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

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



N° d'ordre NNT : 2020LYSEE008

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

Soutenue publiquement le 18/12/2020, par :
Yasmine CHARFEDDINE

**Contribution à l'étude de l'intégrité des surfaces
fonctionnelles induites par un procédé
thermomécanique-mécanique combiné :
rectification-galetage**

Devant le jury composé de :

M. ZIDI Mondher, Professeur des universités à l'ENIM, Université de Monastir Président

M. MABROUKI Tarek, Professeur des universités à l'ENIT, Université de Tunis-El Manar
Rapporteur

M. LABERGÈRE Carl, Professeur des universités à l'UTT, Université Technologique de Troyes
Rapporteur

MME. CHANAL Hélène, Maître de conférences (HDR) à SIGMA, Université de Clermont-
Ferrand Examinatrice

MME. SGHAIER Jalila, Professeur des universités à l'ENIM, Université de Monastir Directrice
de thèse

M. HAMDY Hédi, Professeur des universités à l'ENISE, Université de Lyon Directeur de thèse

MME. YOUSSEF Sawsen, Maître assistante à l'IPEIM, Université de Monastir Co-encadrante

Remerciements

Je tiens à remercier toutes les personnes qui ont contribué à la réalisation de ce travail de thèse, de près ou de loin. Je remercie les responsables des laboratoires de recherche qui m'ont accueilli, LGM et LTDS, et l'ensemble des personnels qui y travaillent.

Je voudrais dans un premier temps remercier, M. Hédi Hamdi, pour sa confiance, sa disponibilité, ses conseils judicieux qui m'ont aidé à mieux réfléchir. Chacun de ces échanges m'a aidé à faire avancer l'analyse. Je le remercie également pour l'aide précieuse apportée tout au long de ce travail et, à la lecture et les corrections de mon manuscrit. Il a aussi partagé ses connaissances et son expérience que ce soit dans le domaine de la recherche ou dans le domaine de l'enseignement dont je suis reconnaissante.

Je remercie également M. Salem Sghaier et Mme Jalila Sghaier, pour leur confiance, leurs soutiens perpétuels et leur aide précieuse. Un grand merci pour m'avoir suggéré ce travail de thèse et pour les belles rencontres qu'il a suscité.

Je tiens aussi à remercier Mme Sawsen Youssef pour ces conseils avisés, son aide précieuse, son investissement et l'intérêt qu'elle a porté pour enrichir et pour que ce travail puisse être mené à son terme. Je lui suis aussi reconnaissante pour m'avoir soutenu et conseillé pendant tout le chemin de la thèse et surtout dans les moments difficiles.

Je tiens à témoigner toute ma gratitude à M. Tarek Mabrouki et M. Carl Labergere, qui me font l'honneur de rapporter ce travail de thèse. J'adresse également mes remerciements à Mme Hélène Chanal et M. Mondher Zidi pour avoir accepté d'examiner mon travail.

Un grand merci à mes parents, mon mari, ma fille, ma sœur et mon frère pour leur bienveillance, leur patience, leur soutien et leurs encouragements permanents.

Sommaire général

Nomenclature	V
Liste des figures	VII
Liste des tableaux	XXIII
Introduction générale.....	1
I. État de l'art	7
I.1 Introduction	7
I.2 Intégrité de surface	7
I.3 Étude du procédé de rectification	10
I.3.1 Procédé de rectification	10
I.3.2 Influence de l'enlèvement de matière par abrasion sur l'intégrité de surface....	21
I.3.3 Modélisation du procédé de rectification	34
I.4 Étude du procédé de galetage	46
I.4.1 Procédé de galetage	46
I.4.2 Effet du procédé de galetage sur l'intégrité de surface	51
I.5 Étude de procédés combinés.....	66
I.5.1 Effet du procédé de tournage/galetage combiné sur l'intégrité de surface	66
I.5.2 Combinaison rectification galetage	68
I.6 Conclusion	68
II. Étude expérimentale	73
II.1 Introduction	73
II.2 Opération de rectification-galetage combiné (REGAL).....	73
II.3 Dispositif expérimental et plan d'essais	74
II.3.1 Conception du dispositif REGAL	74
II.3.2 Éprouvettes et matériaux utilisés.....	77
II.3.3 Protocole d'essai	78

II.4	Effet du procédé REGAL sur l'intégrité de surface	81
II.4.1	Résultats de forces et d'énergie.....	81
II.4.2	Effet du procédé REGAL sur les contraintes résiduelles.....	91
II.4.1	Effet du procédé REGAL sur la rugosité	109
II.5	Conclusions	122
III.	Modélisation et simulations numériques.....	127
III.1	Introduction	127
III.2	Démarche de modélisation	128
III.2.1	Action de la meule.....	128
III.2.2	Action de la bille	130
III.3	Modélisation REGAL.....	131
III.3.1	Introduction	131
III.3.2	Modèle géométrique.....	133
III.3.3	Maillage.....	133
III.3.4	Propriété du matériau et loi de comportement	137
III.3.5	Gestion de contact	138
III.3.6	Conditions initiales, conditions aux limites et steps de calcul	138
III.4	Simulations numériques	140
III.4.1	Simulations numériques préliminaires	140
III.4.2	Simulations numériques pour le modèle retenu	160
III.5	Conclusions	173
	Conclusion générale et perspectives.....	171
	Références bibliographiques	175
	Annexes.....	193

Nomenclature

Symbole	Unité	Signification
$A_{nominal\ contact\ area}$	mm^2	Surface de contact bille/pièce
a_h	mm	Largeur du trajet de la bille
a_p	mm	Profondeur de coupe
$2a$	mm	Diamètre de l'aire de contact bille/pièce
b	m	Largeur de meule
D_e	m	Diamètre équivalent
D_s	m	Diamètre de la meule
E^*	MPa	Module d'Young équivalent
e_m	mm	Épaisseur maximale du copeau
F	N	Force de rectification
F_a	N	Force axiale
$F_{a,i}$	N	Force axiale du grain actif i
F_b	N	Effort normal de galetage
F_{ball}	N	Force de la bille de galetage
F_n	N	Force normale
$F_{n,i}$	N	Force normale du grain actif i
$F_{nominal\ contact\ area}$	N	Force de contact bille/pièce
F_t	N	Force tangentielle
$F_{t,i}$	N	Force tangentielle du grain actif i
f	mm/min mm/tour	Avance dans le cas de rectification plane Avance dans le cas de rectification cylindrique
f_b	mm/min	Vitesse d'avance de galetage
h_{eq}	mm	Épaisseur équivalente du copeau
L_c	m	Longueur de contact
N_s	tr/s	Vitesse de rotation de la meule
n_p	-	Nombres de passes
P	W	Puissance absorbée par la pièce suite à la rectification
P_m	W	Pression moyenne de contact
$P_{nominal\ contact\ average}$	N/mm ²	Pression de contact maximale
$P_{nominal\ contact\ area\ max}$	N/mm ²	Puissance mécanique de rectification

P_{th}	W	Puissance thermique
p_h	mm	Profondeur du trajet de la bille
R_b	mm	Rayon de la bille de galetage
S_c	mm^2	Surface de contact meule/pièce
V_b	m/min	Vitesse tangentielle de galetage
V_c	m/s	Vitesse de coupe
V_s	m/s	Vitesse périphérique de la meule
V_w	mm/s	Vitesse d'avance de la pièce
Z	m^3/s	Débit de copeaux
μ	-	Coefficient de frottement macroscopique
ε	-	Coefficient de partition d'énergie
φ_c	W/mm^2	Densité de flux thermique entrant le copeau
φ_s	W/mm^2	Densité de flux thermique entrant dans la meule
φ_{th}	W/mm^2	Densité de flux thermique total
φ_w	W/mm^2	Densité de flux thermique entrant la pièce
ω	tr/s	Vitesse de rotation
δ	mm	Enfoncement de l'outil de galetage
$\nu_{workpiece}$		Coefficient de poisson du matériau de la pièce
ν_{ball}		Coefficient de poisson du matériau de la bille
Q'_w	mm^3/mm	Volume spécifique d'enlèvement de matière

Liste des figures

Figure I-1. Les cinq facteurs de caractérisation de l'intégrité de surface (Youssef, 2012).....	8
Figure I-2. Caractéristiques de l'intégrité de surface de pièces usinées (Guillemot, 2010).....	8
Figure I-3. Schéma représentatif des différentes couches affectées d'une surface usinée (Rech, Hamdi and Valette, 2008).	9
Figure I-4. (a)Rectification plane, (b) rectification cylindrique extérieure, (c)rectification cylindrique intérieure.	10
Figure I-5. Usure d'une meule CBN (a)meule non utilisée, (b)état de la meule après dressage, état de la meule en fonction du volume spécifique d'enlèvement de matière : (c) $Qw' = 48\ 000\text{mm}^3/\text{mm}$, (d) $Qw' = 81\ 000\ \text{mm}^3/\text{mm}$, (e) $Qw' = 119\ 000\ \text{mm}^3/\text{mm}$, (f) $Qw' = 155\ 000\ \text{mm}^3/\text{mm}$ (Herzenstiel and Aurich, 2010).	11
Figure I-6. Échelle des grades (1).	12
Figure I-7. Aide au choix du type du liant en fonction de la vitesse périphérique de la meule utilisée (Hamdi, 2000).	13
Figure I-8. Différentes parties d'un abrasif.	13
Figure I-9. (a) image par une caméra digitale, (b) et (c) images MEB d'une meule CBN (Herzenstiel and Aurich, 2010).	14
Figure I-10. (a) Meule vitrifiée à grain Corindon, (b)meule diamant, (c)meule vitrifiée à grain CBN, (d)meule vitrifiée à grain CBN électrodéposés.	14
Figure I-11. Système de marquage de meule (Hou and Komanduri, 2003).	14
Figure I-12. Signification des différentes spécifications de la meule (1).....	15
Figure I-13. Grain abrasif en action (Barge, 2005a).	15
Figure I-14. (a) Phénomène de coupe, (b) phénomène d'usure, (c) apparition de débris.	16
Figure I-15. Différentes géométries de grains abrasifs.	16
Figure I-16. Schémas descriptifs des paramètres de rectification.	16
Figure I-17. (a) Rectification : en avalant, (b) Rectification en opposition.	17
Figure I-18. Forces de rectification.	18

Figure I-19. Distribution de la densité du flux thermique.....	20
Figure I-20. Topographie de la surface de pièces en acier 42CrMo4 (a) rectifiée, (b) usinée par électroérosion (EDM), (c) usinée électro-chimiquement (ECM) (Zander <i>et al.</i> , 2019).....	21
Figure I-21. Profil de rugosité de pièces en acier 42CrMo4 (a) rectifiée, (b) usinée par électroérosion (EDM), (c) usinée électro-chimiquement (ECM) (Zander <i>et al.</i> , 2019).....	22
Figure I-22. Résultats de rugosité arithmétique Ra et rugosité maximale Rz pour la rectification à sec (CDG) et la rectification ultrasonique (UADG) de l'acier 42CrMo4 en fonction de la profondeur de coupe pour une vitesse d'avance de 2000 mm/min et une vitesse de coupe de 60 m/s (Tawakoli, Azarhoushang and Rabiey, 2009b).	22
Figure I-23. Résultats de rugosité arithmétique Ra et rugosité maximale Rz pour la rectification à sec (CDG) et la rectification ultrasonique (UADG) de l'acier 42CrMo4 en fonction de la vitesse d'avance pour une profondeur de passe de 20 μm et une vitesse de coupe de 60 m/s (Tawakoli, Azarhoushang and Rabiey, 2009a)	23
Figure I-24. Résultats de rugosité surfacique Rz et Ra en fonction de différentes vitesses périphériques de meule et vitesses de la pièce obtenues suite à la rectification d'une pièce en acier pour roulement (Ichida <i>et al.</i> , 2006).	23
Figure I-25. (a) Résultats de rugosité arithmétique, (b) de rugosité totale : en fonction de la profondeur de coupe obtenues suite à la rectification d'une pièce an acier AISI D2 avec différents modes de refroidissement (CC : huile de refroidissement et CRYC : refroidissement cryogénique) et deux types de meules différentes (meule en alumine et meule Sol-Gel 3SG) (Ben Fathallah <i>et al.</i> , 2009).....	24
Figure I-26. Brûlures de pièces par rectification pour: (a)l'acier 100Cr6, (b)l'acier X40CrMoVN16 (Brosse,2009).	25
Figure I-27. Fissures thermiques obtenues en surface d'une pièce en acier AISI D2 rectifiée avec une profondeur de coupe de 75 μm avec (a) une meule en oxyde d'aluminium et (b) une meule SG (Ben Fathallah <i>et al.</i> , 2009).	25
Figure I-28. (a) Pièce avant et (b) après rectification en acier 42CrMo4 pour $a_p=30\mu\text{m}$, $f=10\text{mm/min}$, $V_s=20\text{m/s}$ et $F_n=37\text{N}$ (Heinzel <i>et al.</i> , 2016).	26
Figure I-29. Zones affectées par le procédé de rectification du 100 Cr6 (Brosse, 2009).	27

Figure I-30. Observation EBSD d’une pièce en 42CrMo4 rectifiée pour $a_p=30\mu\text{m}$, $f=20\text{mm/min}$, $V_s=38\text{m/s}$ et $F_n=33\text{N}$ (Heinzel *et al.*, 2016). 28

Figure I-31. (a)Encrassement de la meule par de la matière provenant de la pièce et arrachement de matière de la meule (Herzenstiel and Aurich, 2010), (b) remplissage de porosité de la meule par de la matière provenant de la pièce (Demir *et al.*, 2010). 28

Figure I-32. Arrachement de matière de la surface d’une pièce rectifiée (Wenfeng *et al.*, 2010). 29

Figure I-33. Dureté de surface en fonction de l’énergie surfacique de rectification pour différentes vitesses de la pièce (Alonso *et al.*, 2015). 29

Figure I-34. Profondeur de pénétration de la dureté de l’acier 42CrMo4 en fonction de l’énergie surfacique de rectification(Alonso *et al.*, 2015). 30

Figure I-35. Résultats de microdureté Vickers sur le 100Cr6 (Brosse, 2009). 30

Figure I-36. Endommagement d’une pièce en 100Cr6 par rectification : (a) apparition de fissuration, (b) apparition de stries (Brosse, 2009). 31

Figure I-37. Contrainte résiduelle avant et après rectification cylindrique de la pièce en acier rapide (Sallem and Hamdi, 2015). 32

Figure I-38. Courbes des contraintes résiduelles de surface en fonction de la profondeur de passe (Brosse, 2009). 32

Figure I-39. Contraintes résiduelles mesurées pour différentes vitesses de la pièce (Sallem and Hamdi, 2015). 33

Figure I-40. Influence de la lubrification sur les contraintes résiduelles pour une rectification plane de pièces sans et avec lubrification (Brosse, 2009). 33

Figure I-41. Résultats de contraintes résiduelles après rectification de l’acier AISI 1045 pour différents profondeur de coupe et deux types de meule (Ji, K., Zhang, X., Yang, S., Shi, L., Wang, S., & Wu, 2017). 34

Figure I-42.Approches du modèle de rectification (Brinksmeier *et al.*, 2006). 34

Figure I-43. Modèle général. 37

Figure I-44. Modélisation du procédé de rectification (a) approche locale (b) approche globale. 38

Figure I-45. (a)Action mécanique d'un seul grain abrasif, (b) résultats numériques d'un seul grain abrasif (Zhu, Yan and Li, 2014).....	38
Figure I-46. (a)Chargement thermomécanique équivalent, (b) résultats numériques de la température de rectification (Brosse, Hamdi and Bergheau, 2008).	39
Figure I-47. (a) Génération de la topographie de la surface rectifiée à partir d'un grain, (b) modélisation de la force de rectification (Zhu et al., 2017).	39
Figure I-48. Graphe de la force normale de rectification en fonction du débit de copeaux et de la finition de surface (Hahn, R. S. and Lindsay, 1971).	40
Figure I-49. Courbes de force normale en fonction de la vitesse de la pièce (Robert I. King, 1986).....	42
Figure I-50. Illustration de la formation du copeau (Li, 2010).	44
Figure I-51. (a) Procédé de galetage à bille, (b)Procédé de galetage à rouleau (2).	46
Figure I-52. Principe de galetage.	46
Figure I-53. Zones de galetage (Malleswara Rao, Chenna Kesava Reddy and Rama Rao, 2011).	47
Figure I-54. Paramètres de galetage : (a) d'une pièce cylindrique, (b) d'une pièce à surface plane (Kuznetsov, Tarasov and Dmitriev, 2015)	48
Figure I-55. Zones d'enfoncement (sink-in) et d'entassement (pile-up) suite au galetage à bille (Gomez-Gras, Travieso-Rodriguez and Jerez-Mesa, 2015).....	49
Figure I-56. Pression d'admission appliquée à la bille de galetage.	50
Figure I-57. Paramètres de contacts de la théorie de contact de Hertz.	50
Figure I-58. Équilibre des forces dans la direction de galetage (Hiegemann <i>et al.</i> , 2014).	51
Figure I-59. (a) Topographie de la pièce avant galetage, (b) Topographie de la pièce après galetage obtenues par un profilomètre optique (Uddin <i>et al.</i> , 2018).....	52
Figure I-60. Pourcentage des effets des paramètres de galetage sur la rugosité de surface et la micro-dureté (cas du galetage à bille de l'alliage d'Aluminium 7075) (Esme, 2010).	52
Figure I-61. Effet de la force de galetage sur la rugosité (Uddin <i>et al.</i> , 2018).	53

Figure I-62. Effet de la force de galetage à bille sur la rugosité moyenne de l'Aluminium 1050 A pour (a) différentes vitesses de galetage et (b) différentes vitesses d'avance (Gharbi *et al.*, 2012)..... 53

Figure I-63. Variation de la rugosité en fonction du nombre de passes (a) galetage à rouleau d'une pièce en acier doux (Malleswara Rao, Chenna Kesava Reddy and Rama Rao, 2011), (b) galetage à bille d'une pièce en alliage de Titane (Revankar *et al.*, 2014)..... 54

Figure I-64. Courbe 3D de la rugosité pour un galetage à bille de pièce en alliage d'aluminium 7178 (Sagbas, 2011)..... 54

Figure I-65. Résultats de rugosité pour différents pas d'avance de l'outil de galetage S (Uddin *et al.*, 2018)..... 55

Figure I-66. Comparaison de rugosité pour différents procédés en fonction des vitesses d'avance: 1ft=0.075 mm/tour, 2ft=0.1 mm/tour, 3ft=0.125 mm/tour (Grzesik and Zak, 2013). 55

Figure I-67. Effet de la vitesse d'avance sur la moyenne de rugosité (a) à différentes vitesses de galetage (b) à différentes forces de galetage à bille de pièces en Aluminium 1050 A (Gharbi *et al.*, 2012)..... 56

Figure I-68. Effet de la vitesse de galetage à bille de pièce en Aluminium 1050 A sur la rugosité (a) pour différentes vitesses d'avance et (b) différentes valeurs de forces de galetage (Gharbi *et al.*, 2012). 57

Figure I-69. Images MEB avant et après galetage (Uddin *et al.*, 2018). 57

Figure I-70. Image MEB de la pièce en aluminium 1050 A galetée présentant des déformations plastiques (Gharbi *et al.*, 2012). 58

Figure I-71. (a) Micrographe de pièce non galetée (b) micrographe d'une pièce galetée (Balland *et al.*, 2013)..... 58

Figure I-72. EBSD de pièce en alliage de Titane (a)après tournage, (b) après galetage ($v=15\text{m/min}$, $f=0.1\text{mm/rev}$ et $F=200\text{N}$, $n=2$), (c)après galetage ($v=15\text{m/min}$, $f=0.15\text{mm/rev}$ et $F=250\text{N}$, $n=3$)(Revankar *et al.*, 2016). 59

Figure I-73. Effet de la force de galetage sur la dureté de la pièce en surface et en sous couche (Uddin *et al.*, 2018). 60

Figure I-74. Dureté de la surface en fonction de la force de galetage (a) galetage à bille de l'Aluminium (Shirsat and Ahuja, 2004), (b) galetage à rouleau de pièces en acier doux (Malleswara Rao, Chenna Kesava Reddy and Rama Rao, 2011).	60
Figure I-75. (a) Effet du nombre de passes, (b) effet de la vitesse d'avance sur la dureté de pièce galetée en alliage de titane (Revankar <i>et al.</i> , 2014).	61
Figure I-76. Effet de la vitesse d'avance du procédé de galetage à bille sur la dureté de surface en l'acier 1010 : (a) à différentes vitesses de galetage et (b) à différentes forces de galetage (Gharbi <i>et al.</i> , 2011).	61
Figure I-77. Dureté de l'alliage de Titane en fonction de la profondeur à partir de la surface galeté sous une vitesse de galetage à bille 30m/min, vitesse d'avance 0.15 mm/rev, une force de galetage 300 N et 5 nombre de passes (Revankar <i>et al.</i> , 2014).	62
Figure I-78. Comparaison entre la microdureté en surface et en profondeur pour la cas du galetage et du galetage ultrasonique (Teimouri, Amini and Bami, 2018).	62
Figure I-79. Comparaison des contraintes résiduelles suite au tournage (vitesse 175m/min, profondeur de coupe 0.25 mm, avance 0.05mm/rev ,3 passes) et suite au galetage à bille de l'alliage de Tiane (vitesse de galetage 60m/min, avance 0.1mm/rev, force de galetage 350 N) en fonction de la profondeur (Revankar <i>et al.</i> , 2014).	63
Figure I-80. (a) Contraintes résiduelle mesurées suite au galetage à bille de l'aluminium 1050 dans la direction d'avance σ_{xx} , (b) dans la direction perpendiculaire à l'avance σ_{yy} (Gharbi <i>et al.</i> , 2012).	63
Figure I-81. Modèle 2D de galetage (Skalski, Morawski and Przybylski, 1995).	64
Figure I-82. Modèle de formation d'une couche galetée(Blumenstein and Petrenko, 2016) .	64
Figure I-83. Représentation schématique 2D du modèle de galetage avec les forces agissantes au moment du procédé (Teimouri, Amini and Ashrafi, 2019).	65
Figure I-84. Modélisation du procédé de galetage en considérant (a) la force de galetage, (b) l'enfoncement de l'outil de galetage.	65
Figure I-85. Rugosité de surface et temps d'usinage pour le procédé de tournage /galetage (Mezlini <i>et al.</i> , 2014).	66
Figure I-86. Résultats de la rugosité arithmétique en surface suite au procédé de tournage/galetage combiné et suite au procédé de tournage (Rami, 2017).	67

Figure I-87. Résultats de la microdureté en fonction de la profondeur suite au procédé de tournage/galetage combiné et suite au procédé de tournage (Rami, 2017).....	67
Figure I-88. Résultats de contraintes résiduelles en fonction de la profondeur suite au procédé de tournage/galetage combiné et suite au procédé de tournage (Rami, 2017).	67
Figure I-89. Comparaison entre procédé de tournage et de rectification (Youssef, 2012).	68
Figure II-1. (a) Plaque en aluminium de fixation de l’outil de galetage sur la rectifieuse, (b) CAO de la plaque de fixation.	74
Figure II-2. (a) Fixation de l’outil de galetage sur la plaque en aluminium, (b) CAO des brides de fixation en U.	75
Figure II-3. Contraintes de von Mises obtenues pour un chargement de 4000 N sur les vis de fixation des brides en U sur la plaque en aluminium.	75
Figure II-4. (a) Outil de galetage Ecoroll HG 13, (b) Distance séparant le centre de la bille de galetage à la meule.	76
Figure II-5. Trajectoire créneau du système meule-outil de galetage.....	76
Figure II-6. (a) Pompe hydraulique, (b) Montage de la pièce sur la table à-coups et la table Kistler, (c) Montage expérimental.	77
Figure II-7. Schéma explicatif de la zone de recouvrement.	79
Figure II-8. Illustration des différents taux de recouvrement considérés en fonction des à-coups considérés.	80
Figure II-9. (a) Phase 1 : Rectification, (b) ordres de grandeurs des forces normales et tangentielles de rectification.....	81
Figure II-10. (a) Phase 2 : REGAL, (b) ordres de grandeurs des forces normales et tangentielles du procédé REGAL.....	82
Figure II-11. Pièce rectifiée-galetée.....	82
Figure II-12. Mesure des efforts pour un cycle.....	82
Figure II-13. Résultats de forces tangentielles et normales issues du procédé REGAL en fonction de l’à-coup f pour $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa (a) sous la meule, (b) sous la bille de galetage.....	84

Figure II-14. Résultats des forces tangentielle et normales issues du procédé REGAL en fonction de la vitesse de la pièce pour $f=0.227$ mm et $P=20$ MPa : (a) sous la meule, (b) sous la bille de galetage.....	84
Figure II-15. Résultats des forces tangentielle et normales issues du procédé REGAL pour $V_w=250$ mm/s et $R=75\%$: (a) sous la meule en fonction de l'à-coup f , (b) sous la bille de galetage en fonction de la pression P	85
Figure II-16. Rapport de forces du procédé REGAL en fonction de l'à-coups pour $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.....	86
Figure II-17. Rapport de forces du procédé REGAL en fonction de la vitesse de la pièce pour $f=0.227$ mm et $P=20$ MPa.....	86
Figure II-18. Rapport de forces du procédé REGAL en fonction de la pression pour $V_w=250$ mm/s.....	87
Figure II-19. Résultats des forces issues du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de f pour $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa: (a) forces tangentielle, (b) forces normales.....	88
Figure II-20. Résultats des forces issues du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de la vitesse de la pièce pour $f=0.227$ mm et $P=20$ MPa: (a)forces tangentielle, (b)forces normales.....	88
Figure II-21. Résultats des forces issues du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de la pression pour $V_w=250$ mm/s : (a)forces tangentielle, (b)forces normales.....	89
Figure II-22. Résultats des rapports de forces du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de f pour $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.....	90
Figure II-23. Résultats des rapports de forces du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de la vitesse de la pièce pour $f=0.227$ mm et $P=20$ MPa.....	90
Figure II-24. Résultats des rapports de forces du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de la pression pour $V_w=250$ mm/s.....	90
Figure II-25. Énergie spécifique de rectification en fonction du taux d'enlèvement de matière obtenue pour différentes vitesses de la pièce de 60 mm/s, 250 mm/s, 350 mm/s, 450 mm/s et 500 mm/s.....	91
Figure II-26. Allure générale des profils de contraintes résiduelles selon la profondeur.....	93
Figure II-27. Résultats des contraintes résiduelles de la pièce brute.....	93

Figure II-28. (a) Vue de face, (b) vue de dessus du procédé de galetage. 94

Figure II-29. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé de galetage obtenues pour différents f , $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa : (a) dans la direction perpendiculaire au galetage S11 ; (b) dans la direction de galetage S22..... 95

Figure II-30. (a) Z_{max} et Z_{aff} en fonction de f pour le procédé de galetage, (b) S11 surf, S22 surf et S22 max en fonction de f pour le procédé de galetage. 95

Figure II-31. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé de galetage obtenues pour différentes vitesses de la pièce, $f=0,227$ mm et $P=20$ MPa : (a) dans la direction perpendiculaire au galetage S11 ; (b) dans la direction de galetage S22..... 96

Figure II-32. (a) Z_{max} et Z_{aff} en fonction de V_w pour le procédé de galetage, (b) S11 surf, S22 surf et S22 max en fonction de V_w pour le procédé de galetage..... 97

Figure II-33. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé de galetage obtenues pour différentes pressions de galetage, $R=75\%$ et $V_w=250$ mm/s: (a) dans la direction perpendiculaire au galetage S11 ; (b) dans la direction de galetage S22..... 97

Figure II-34. (a) Z_{max} et Z_{aff} en fonction de P pour le procédé de galetage, (b) S11 surf, S22 surf et S22 max en fonction de P pour le procédé de galetage..... 98

Figure II-35. (a) Vue de face, (b) vue de dessus du procédé REGAL. 99

Figure II-36. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé REGAL obtenues pour différents f , $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa : (a) dans la direction perpendiculaire à la rectification-galetage S11 ; (b) dans la direction de rectification-galetage S22. 100

Figure II-37. (a) Z_{max} et Z_{aff} en fonction de f pour le procédé REGAL, (b) S11 surf, S22 surf et S22 max en fonction de f pour le procédé REGAL. 100

Figure II-38. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé REGAL obtenues pour différentes vitesses de la pièce, $f=0,227$ mm et $P=20$ MPa : (a) dans la direction perpendiculaire à la rectification-galetage S11 ; (b) dans la direction de rectification-galetage S22..... 101

Figure II-39. (a) Z max et Z aff en fonction de V_w pour le procédé REGAL, (b) S11 surf, S22 surf et S22 max en fonction de V_w pour le procédé REGAL.....	102
Figure II-40. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé REGAL obtenues pour différentes pressions de galetage, $V_w=250$ mm/s et $R=75\%$: (a) dans la direction perpendiculaire à la rectification- galetage S11 ; (b) dans la direction de rectification-galetage S22.....	102
Figure II-41. (a) Z max et Z aff en fonction de P pour le procédé REGAL, (b) S11 surf, S22 surf et S22 max en fonction de P pour le procédé REGAL.	103
Figure II-42. Résultats de contraintes résiduelles en surface pour le procédé de rectification, de galetage et REGAL dans la direction pour différents f, $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa: (a) dans la direction S11 (perpendiculaire à la rectification, au galetage et au REGAL) ; (b) dans la direction S22.	104
Figure II-43. Résultats de contraintes résiduelles en surface pour le procédé de rectification, de galetage et REGAL dans la direction pour différentes vitesses de la pièce, $f=0,227$ mm et $P=20$ MPa: (a) dans la direction S11 (perpendiculaire à la rectification, au galetage et au REGAL) ; (b) dans la direction S22.....	104
Figure II-44. Contraintes résiduelles de compression en fonction de la profondeur de la pièce obtenues expérimentalement suite au procédé de galetage et au procédé REGAL pour $V_w=250$ mm/s, $P=20$ MPa et : (a) $f=0,911$ mm, (b) $f=0,455$ mm, (c) $f=0,303$ mm, (d) $f=0,227$ mm et (e) $f=0,182$ mm.	106
Figure II-45. Z aff Galetage et Z aff REGAL pour différents f.	107
Figure II-46. Contraintes résiduelles de compression en fonction de la profondeur de la pièce obtenues expérimentalement suite au procédé de galetage et au procédé REGAL pour $V_w=250$ mm/s, $R=75\%$ et : (a) $P=10$ MPa, (b) $P=15$ MPa, (c) $P=20$ MPa, (d) $P=25$ MPa et (e) $P=30$ MPa.....	108
Figure II-47. Z aff Galetage et Z aff REGAL pour différentes P.	109
Figure II-48. Surface usinée (a) Défauts amplifiés (Fanchon, 2019) (b) Ordre des défauts.	109
Figure II-49. Profil de mesure $z(x)$	110
Figure II-50. Outil de mesure optique 3D Alicona finite focus.	112

Figure II-51. Étapes de traitement des mesures 3D de topographie avec le logiciel MountainsMap®.	113
Figure II-52. Topographie de la pièce brute.	113
Figure II-53. Rsk paramètre d'asymétrie du profil de rugosité.	114
Figure II-54. (a) Paramètre d'asymétrie Rsk en fonction de l'à-coup f, (b) Largeur moyenne des éléments du profil Rsm en fonction de l'à-coup f.....	115
Figure II-55. Profil de rugosité moyenne 2D obtenu après REGAL pour différents f, $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.	115
Figure II-56. Résultats de (a) rugosité arithmétique Ra et (b) de rugosité totale Rt obtenues après le procédé de galetage et REGAL obtenues pour différents f, $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.	116
Figure II-57. Topographie de la pièce après le procédé de (a) galetage, (b) REGAL pour $f=0,911$ mm, $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.	116
Figure II-58. Topographie de la pièce (a) Galetage seul (b) REGAL pour différents f, $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa constants.	117
Figure II-59. (a) Paramètre d'asymétrie Rsk en fonction de la vitesse de la pièce, (b) Largeur moyenne des éléments du profil RSm en fonction de la vitesse de la pièce $f=0,227$ mm et $P=20$ MPa.	118
Figure II-60. Résultats de (a) rugosité arithmétique Ra et (b) de rugosité totale Rt obtenues après le procédé de galetage et REGAL obtenues pour différentes vitesses V_w , $f=0,227$ mm ($R=75\%$) et $P=20$ MPa constants.	119
Figure II-61. Topographie de la pièce après (a) galetage et (b) REGAL pour différentes vitesses V_w , $f=0,227$ mm ($R=75\%$) et $P=20$ MPa constants.	120
Figure II-62. (a) Paramètre d'asymétrie Rsk en fonction de la pression de galetage P, (b) Largeur moyenne des éléments du profil RSm en fonction de la pression de galetage P.....	121
Figure II-63. Résultats de (a) rugosité arithmétique Ra et (b) de rugosité totale Rt obtenues après le procédé de galetage et REGAL pour différentes pressions de galetage P, $V_w=250$ mm/s et $f=0,227$ mm ($R=75\%$) constants.	121

Figure II-64. Topographie de la pièce après (a) galetage (b) REGAL pour différentes pressions P , $V_w=250$ mm/s et $R=75\%$	122
Figure III-1. Distribution triangulaire du flux thermique.	129
Figure III-2. Modèle 3D de la rectification en créneaux.	130
Figure III-3. (a) Illustration de la bille de galetage dans le support à bille, (b) Modèle de procédé de galetage à bille pour une force de galetage F_b appliquée au centre ou un déplacement vertical imposé δ	131
Figure III-4. Modélisation 3D du procédé REGAL.....	131
Figure III-5. Description de la trajectoire de la bille de galetage.	132
Figure III-6. (a) Dimension de l'échantillon, (b) dimension de la pièce utilisée dans les simulations numériques.....	133
Figure III-7. Partition crée en surface et en profondeur de la pièce.	133
Figure III-8. (a) Maillage d'une pièce complète, (b) maillage de la moitié de la pièce.	134
Figure III-9. Maillage en surface (plan XY) pour (a) G1/REGAL1, (b) G2/REGAL2, (c) G3/REGAL3 et (d) G4/REGAL4 et G5/REGAL5.	135
Figure III-10. Maillage en profondeur (plan XZ) pour (a) procédé de galetage, (b) procédé REGAL.....	136
Figure III-11. Conditions aux limites de la pièce et chargement appliqué à la bille de galetage.....	139
Figure III-12. Dimensions de l'échantillon de base et du modèle réduit.....	141
Figure III-13. Maillage du modèle géométrique réduit.	141
Figure III-14. Effet des vitesses de la pièce sur les résultats numériques de températures issues du procédé de rectification en fonction de la profondeur de la pièce pour $f=1$ mm.	142
Figure III-15. Effet de l'à-coup f sur les résultats numériques de températures issues du procédé de rectification en fonction de la profondeur de la pièce pour $V_w=250$ mm.s – 1 et $q_w(Y)=42,7*Y$ W.mm – 2.....	143
Figure III-16. (a) Force tangentielle et (b) Force normale obtenues expérimentalement du procédé de galetage à bille pour $P=30$ MPa et $d_b=13$ mm.....	144

Figure III-17. Résultats de forces normales obtenues expérimentalement du procédé de galetage seul et du procédé REGAL en fonction de la pression d'admission. 145

Figure III-18. Illustration de la théorie du contact élastique de Hertz. 145

Figure III-19. (a) Profondeur d'indentation δ , (b) Diamètre de l'aire de contact circulaire entre la bille de galetage et la pièce. 147

Figure III-20. (a) Isovaleurs de la pression hydrostatique obtenues numériquement après indentation, (b) Courbe de la pression hydrostatique en fonction de l'axe X. 147

Figure III-21. Contraintes résiduelles numériques du procédé de galetage à bille dans la direction de galetage S22 en fonction de la profondeur de la pièce obtenues pour un déplacement vertical $\delta=0,034$ mm et une force de galetage imposée $F_b, \text{exp}=2986$ N pour $\mu=0.06$ 149

Figure III-22. Contraintes résiduelles numériques du procédé de galetage à bille dans la direction perpendiculaire au galetage S11 en fonction de la profondeur de la pièce obtenues pour un déplacement vertical $\delta=0,034$ mm et une force de galetage imposée $F_b, \text{exp}=2986$ N pour $\mu=0.06$ 149

Figure III-23. Comparaison entre les résultats expérimentales de contraintes résiduelles du procédé REGAL et les résultats numériques pour un enfoncement imposé $\delta=0,034$ mm et une force de galetage imposée $F_b, \text{exp}=2986$ N dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 pour $\mu=0.06$ 150

Figure III-24. Comparaison entre les résultats expérimentales de contraintes résiduelles du procédé REGAL et les résultats numériques pour un enfoncement imposé $\delta=0,034$ mm et une force de galetage imposée $F_b, \text{exp}=2986$ N dans la direction de rectification et de galetage S22 pour $\mu=0.06$ 150

Figure III-25. Modèle 3D du procédé de rectification-galetage combiné. 151

Figure III-26. Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques des contraintes résiduelles dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 en fonction de la profondeur de la pièce pour différents coefficients de frottement, un à-coup $f=1$ mm, $V_w=250$ mm.s-1 et $F_b, \text{exp}=2986$ N. 153

Figure III-27. Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques des contraintes résiduelles dans la direction de rectification et de galetage S22 en fonction de la profondeur de

la pièce pour différents coefficients de frottement, un à-coup $f=1\text{mm}$, $V_w=250\text{ mm.s}$ -1 et $F_b, \text{exp}=2986\text{ N}$	153
Figure III-28. Résultats de contraintes résiduelles de rectification obtenues numériquement en fonction de la profondeur de la pièce pour un à-coup $f=1\text{mm}$, $V_w=250\text{ mm.s}$ – 1 et $q_w(Y)=42,7*Y\text{ W.mm} - 2$	154
Figure III-29. Contraintes résiduelles numériques en fonction de la profondeur de la pièce obtenues dans la direction S11 (direction perpendiculaire à la rectification et au galetage) pour la rectification (R), le galetage (G) et REGAL (RG).	155
Figure III-30. Contraintes résiduelles numériques en fonction de la profondeur de la pièce obtenues dans la direction S22 (direction de rectification et de galetage) pour la rectification (R), le galetage (G) et REGAL (RG).	156
Figure III-31. Effet des pressions de galetage (P) sur les résultats numériques des contraintes résiduelles du procédé REGAL dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 en fonction de la profondeur de la pièce.	158
Figure III-32. Effet des pressions de galetage (P) sur les résultats numériques des contraintes résiduelles du procédé REGAL dans la direction de rectification et de galetage S22 en fonction de la profondeur de la pièce.	158
Figure III-33. (a) Pièce complète, (b) Moitié de la pièce, (c) Quart de la pièce.....	159
Figure III-34. Résultats de contraintes résiduelles en fonction de la profondeur de la pièce dans la direction perpendiculaire au galetage S11 pour une pièce complète, la moitié de la pièce et le quart de la pièce.....	159
Figure III-35. Résultats de contraintes résiduelles en fonction de la profondeur de la pièce dans la direction de galetage S22 pour une pièce complète, la moitié de la pièce et le quart de la pièce.	160
Figure III-36. Allure générale des courbes de contraintes résiduelles obtenues numériquement.	161
Figure III-37. Résultats de contraintes résiduelles dans la direction perpendiculaire au galetage S11 issues du procédé de galetage en fonction de la profondeur de la pièce pour différents f	162

Figure III-38. Résultats de contraintes résiduelles dans la direction de galetage S22 issues du procédé de galetage en fonction de la profondeur de la pièce pour différents f..... 162

Figure III-39. Gradients de température sous le flux thermique (meule) en fonction de la profondeur pour différents à-coups f..... 164

Figure III-40. Isovaleurs de températures obtenues en surface pour (a) $f=0,455$ mm, (b) $f=0,303$ mm, (c) $f=0,227$ mm, (d) $f=0,182$ mm. 164

Figure III-41. Isovaleurs de température obtenues en profondeur pour (a) $f=0,455$ mm, (b) $f=0,303$ mm, (c) $f=0,227$ mm, (d) $f=0,182$ mm. 165

Figure III-42. Résultats de contraintes résiduelles dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 issues du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour différents à-coups. 166

Figure III-43. Résultats de contraintes résiduelles dans la direction de rectification et de galetage S22 issues du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour différents à-coups. 167

Figure III-44. Comparaison des résultats de contraintes résiduelles issues du procédé de galetage et du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour $f=0,911$ mm.167

Figure III-45. Comparaison des résultats de contraintes résiduelles issues du procédé de galetage et du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour $f=0,455$ mm.168

Figure III-46. Comparaison des résultats de contraintes résiduelles issues du procédé de galetage et du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour $f=0,303$ mm.168

Figure III-47. Comparaison des résultats de contraintes résiduelles issues du procédé de galetage et du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour un à-coup $f=0,227$ mm..... 169

Figure III-48. Comparaison des résultats de contraintes résiduelles issues du procédé de galetage et du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour $f=0,182$ mm.169

Figure III-49.Résultats de contraintes résiduelles du procédé de galetage obtenues numériquement et expérimentalement pour (a) $f=0,911$ mm, (b) $f=0,455$ mm, (c) $f=0,303$ mm, (d) $f=0,227$ mm, (e) $f=0,182$ mm. 170

Figure III-50. Résultats de contraintes résiduelles du procédé de galetage obtenues numériquement et expérimentalement pour (a) $f=0,911$ mm, (b) $f=0,455$ mm, (c) $f=0,303$ mm, (d) $f=0,227$ mm, (e) $f=0,182$ mm.	171
Figure III-51. Résultats des déformations plastiques équivalentes obtenues pour REGAL en fonction de la profondeur obtenues pour différents f , $v_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.	172
Figure III-52. Résultats des déformations plastiques équivalentes du procédé REGAL en fonction du temps obtenus pour différents points pour $f=0,455$ mm, $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.	172
Figure III-53. Résultats des déformations plastiques équivalentes du procédé REGAL en fonction du temps obtenus pour différents points pour $f=0,303$ mm, $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.	173

Liste des tableaux

Tableau I-1. Rôle des différentes parties de l'abrasif	13
Tableau I-2. Différents profils de la distribution de la source thermique.	39
Tableau I-3. Signification de chaque zone affectée par le procédé de galetage.	47
Tableau II-1. Composition chimique de l'acier 42CrMo4 (Germain, 2006).	78
Tableau II-2. Propriétés thermomécaniques de l'acier 42CrMo4 (Germain, 2006).	78
Tableau II-3. Autres données mécaniques de l'acier 42CrMo4 et de céramique.....	78
Tableau II-4. Taux de recouvrements.	79
Tableau II-5. Matrice d'essais.	80
Tableau II-6. Conditions d'essais.	81
Tableau II-7. Résultats des contraintes résiduelles (S11 et S22) obtenues expérimentalement pour différents à-coups suite au procédé de galetage.....	95
Tableau II-8. Résultats des contraintes résiduelles (S11 et S22) obtenues expérimentalement pour différentes vitesses de la pièce suite au procédé de galetage.	96
Tableau II-9. Résultats des contraintes résiduelles (S11 et S22) et de profondeurs affectées obtenues expérimentalement pour différentes pressions suite au procédé de galetage.....	98
Tableau II-10. Résultats des contraintes résiduelles (S11 et S22) obtenues expérimentalement pour différents à-coups suite au procédé REGAL.....	100
Tableau II-11. Résultats des contraintes résiduelles (S11 et S22) obtenues expérimentalement pour différentes vitesses de la pièce suite au procédé REGAL.....	101
Tableau II-12. Résultats des contraintes résiduelles (S11 et S22) et de profondeurs affectées obtenues expérimentalement pour différentes pressions suite au procédé REGAL.	103
Tableau II-13. Profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression issues du procédé de galetage et du procédé REGAL pour différents à-coups f.....	106
Tableau II-14. Profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression issues du procédé de galetage et du procédé REGAL pour différentes pressions de galetage.....	107
Tableau II-15. Les paramètres de rugosité définis par la norme ISO 4287.	111

Tableau II-16. Longueur de base et d'évaluation de la rugosité pour le cas des profils de rugosité périodiques (ISO 4288).	112
Tableau III-1. Ordre de grandeur des forces mécaniques et des vitesses de coupes pour différents procédés d'enlèvement de matière.	128
Tableau III-2. Plan des simulations numériques.	132
Tableau III-3. Tailles de mailles de la partition suivant l'axe X et l'axe Y.	135
Tableau III-4. Nombre d'éléments et de nœuds du maillage, temps de calcul et taille du fichier pour chaque essai.	136
Tableau III-5. Propriétés thermomécaniques de l'acier 42CD4 (Germain, 2006).	137
Tableau III-6. Comportement élasto-visco-plastique de Johnson-Cook pour l'acier 42CrMo4 (Bacaria, 2001), (Barge, 2005b), (Salvatore <i>et al.</i> , 2012).	137
Tableau III-7. Conditions aux limites de la bille de galetage.	139
Tableau III-8. Conditions d'usinage.	140
Tableau III-9. Conditions de rectification.	142
Tableau III-10. Données utilisées pour le calcul de la densité du flux thermique pour différentes vitesses de la pièce.	142
Tableau III-11. Propriétés mécaniques et géométriques de la pièce et de la bille de galetage nécessaires au calcul du contact Hertzien.	146
Tableau III-12. Paramètres de contact de Hertz calculés pour une pression hydraulique de 30MPa.	146
Tableau III-13. Paramètres de Hertz calculés et résultats numériques obtenues après un essai d'indentation avec une force de de galetage de 2986 N appliquée au centre de la bille.	147
Tableau III-14. Plan des simulations numériques.	160
Tableau III-15. Valeurs des contraintes résiduelles compressives en surface et maximales du procédé de galetage dans la direction perpendiculaire au galetage S11 et dans la direction de galetage S22.	163
Tableau III-16. Chargements appliquées lors du procédé REGAL.	163

Tableau III-17. Valeurs des contraintes résiduelles compressives en surface et maximales du procédé REGAL dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 et dans la direction de rectification et de galetage S22..... 166

Introduction générale

De nos jours, dans le domaine de la fabrication manufacturière, l'intérêt porté sur l'environnement ainsi que la qualité et la durabilité des pièces métalliques usinées et à leurs performances ne cesse d'accroître. De nouvelles recherches en termes de méthodes de fabrication innovantes permettant en même temps la réduction du temps et de l'énergie nécessaires à l'obtention de pièces usinées avec une excellente intégrité de surface sont en cours de développement.

Plusieurs techniques d'usinage ainsi que des techniques de traitement de surface existent et permettent d'améliorer l'état de surface, la dureté et la tenue en fatigue des pièces tout en répondant étroitement aux exigences du bureau d'étude. Cependant, la plupart de ces procédés sont soit lourds à mettre en place soit très lents ou les deux. Le procédé de nitruration en est un exemple. Il ne permet pas d'améliorer l'état de surface mais ceci est corrigé par une opération de rectification de finition mais il augmente considérablement la dureté de la surface et sa tenue au roulement. Par contre, cette opération thermo-physico-chimique nécessite des moyens importants pour maintenir les pièces ainsi traitées, à une température et à une pression donnée, sur des durées très longues pouvant atteindre plusieurs jours, pour affecter uniquement une centaine de micromètres de profondeur de la pièce traitée. Cela a conduit vers d'autres explorations et vers l'éventualité de procédés combinant à la fois l'effet thermomécanique et l'effet mécanique pur. En effet, de tels procédés mixtes assureraient un gain de temps, des réductions considérables des coûts de fabrication tant que niveau énergétique, mais également au niveau des moyens de production. Les surfaces fonctionnelles ainsi manufacturées devront avoir une intégrité de surface cohérente avec les sollicitations qu'elles subiront dans leur mécanisme.

Dans cette optique, une nouvelle méthode de fabrication a été mise en place. Il s'agit de la combinaison d'un procédé thermomécanique qu'est la RECTIFICATION plane avec un procédé purement mécanique qu'est le GALETAGE, désigné « REGAL ». Cette méthode est originale du fait que la rectification et le galetage de la pièce se font en même temps. L'objectif pressenti est de profiter de l'histoire thermomécanique de la pièce après la rectification afin d'optimiser le procédé de galetage. Le développement de cette technique devrait permettre d'améliorer l'intégrité de surface de la pièce, mais aussi réduire les temps et donc les coûts de production et d'énergie nécessaire.

Le procédé de rectification est un procédé thermomécanique d'enlèvement de matière par abrasion qui est généralement la dernière étape de finition d'une gamme de fabrication. La rectification assure l'obtention d'une haute précision dimensionnelle et géométrique ainsi qu'une bonne rugosité de surface. Cependant, ce procédé abrasif peut introduire des détériorations de la pièce telles que des microfissures formées en surface et en sous couche de la surface rectifiée, mais aussi des marques de brûlures qui apparaissent à très hautes températures de rectification. Le procédé de rectification peut aussi être à l'origine de rayures ainsi que d'arrachement de matière en surface de la pièce causés par les grains abrasifs libres qui ont été détaché de la meule pour former des criques. De surcroit, la rectification de pièce en acier dur entraîne l'apparition de contraintes résiduelles de traction en surface et en sous couche qui sont néfastes pour la résistance à la fatigue et pour la durée de vie de la pièce.

Le procédé de galetage est un procédé purement mécanique, souvent mis en œuvre après tout type de procédé de finition : tournage, fraisage et rectification. Le but de remédier aux détériorations générées sur la pièce par ces opérations de finition. En effet, le galetage améliore la rugosité de la surface en repoussant dans les vallées les pics microscopiques laissés par les outils de coupe ou par les grains abrasifs de la meule. Cela se fait par le biais d'une bille ou d'un galet sur lesquels une force est appliquée et auxquelles une cinématique est imposée. Selon les conditions de galetage, la surface obtenue peut avoir une finition miroir et présentée une dureté importante. Le procédé de galetage permet aussi d'améliorer la résistance à la fatigue en introduisant des contraintes résiduelles de compression. Ce procédé permet ainsi de changer le signe des contraintes résiduelles induites par les procédés de finition lorsque celles-ci sont de traction. Les contraintes résiduelles de traction sont responsables de l'émergence et de la propagation des fissures d'où l'intérêt de les modifier par le galetage.

Le procédé « REGAL » est un procédé de fabrication hybride qui consiste en la rectifier et le galetage simultanément en plaçant l'outil de galetage à proximité de la meule afin qu'ils œuvrent simultanément. L'objectif d'optimiser les actions thermique et mécanique et d'en tirer profit pour améliorer l'intégrité de surface en termes de rugosité, de dureté et de contraintes résiduelles de compression en surface et en sous surface. Dans le laboratoire, LTDS et LGM, une autre combinaison à savoir le tournage/galetage a montré une nette amélioration de l'intégrité de surface des pièces. Par REGAL cette amélioration devrait être plus conséquente tant du point de vue de la distribution des contraintes résiduelles mais aussi des profondeurs affectées.

Le présent manuscrit de thèse est organisé en trois chapitres. Le premier chapitre intitulé "État de l'art" est une étude bibliographique. Une veille scientifique y est présentée sur la rectification et sur le galetage, les paramètres liés à chaque procédé et les conséquences qu'ils induisent sur l'intégrité des surfaces qui est aussi défini. Ce chapitre permet de bien comprendre la problématique, de placer l'étude dans un contexte scientifique international tant au niveau expérimental et que numérique. C'est un travail incontournable a permis d'inspirer et de structurer les démarches de modélisation expérimentales et numériques. Enfin, le procédé mixte tournage-galetage est évoqué et les principaux résultats discutés.

Le second chapitre traite de l'étude expérimentale. Tout d'abord, le montage original de rectification-galetage combiné REGAL est présenté. La démarche expérimentale est ensuite décrite et le plan d'expérience exposé. Par la suite, les paramètres opératoires dont l'impact sera étudié, sont présentés. Les études de leurs effets sur l'intégrité des surfaces des pièces obtenues par rectification, galetage et procédés mixtes REGAL sont discutés. Les résultats expérimentaux ont permis de bien voir l'apport du procédé REGAL et des analyses locales fines ont conduit à l'indentification des physiques locales qui s'opèrent et de les comprendre.

Le chapitre trois est l'étude numérique qui a permis de mieux comprendre la ou les physiques qui sont impliqué au cours du procédé REGAL. Ceci a été possible à partir des simulations numériques 3D du procédé de rectification, du procédé de galetage et du procédé REGAL. L'étude numérique permet non seulement de reproduire le processus mais permet aussi de mieux comprendre ce qui se passe au moment de la rectification-galetage simultanée grâce aux résultats retraçant les histoires thermiques, mécaniques conduisant à, des contraintes résiduelles, obtenues à différents instants du procédé.

Enfin, ce manuscrit de thèse est clôturé par une "conclusion générale" dans laquelle l'ensemble des résultats expérimentaux et numériques sont retracés. De nombreuses perspectives sont ensuite formulées.

Sommaire Chapitre 1 : État de l'art

I.	État de l'art	7
I.1	Introduction	7
I.2	Intégrité de surface	7
I.3	Étude du procédé de rectification	10
I.3.1	Procédé de rectification	10
I.3.2	Influence de l'enlèvement de matière par abrasion sur l'intégrité de surface....	21
I.3.3	Modélisation du procédé de rectification	34
I.4	Étude du procédé de galetage	46
I.4.1	Procédé de galetage	46
I.4.2	Effet du procédé de galetage sur l'intégrité de surface	51
I.5	Étude de procédés combinés.....	66
I.5.1	Effet du procédé de tournage/galetage combiné sur l'intégrité de surface	66
I.5.2	Combinaison rectification galetage	68
I.6	Conclusion	68

I. État de l'art

I.1 Introduction

L'extension de la durée de vie des pièces mécaniques conditionnée par des facteurs environnementaux intrinsèques et extrinsèques liés à son fonctionnement est primordiale. En effet, dans les domaines de l'aéronautique, l'automobile et encore le nucléaire, il est nécessaire de réaliser des surfaces fonctionnelles d'une grande précision avec des propriétés mécaniques et physico-chimiques particulières afin d'assurer une excellente tenue à la fatigue et à l'usure. Le procédé de rectification est un procédé d'enlèvement de matière qui assure l'obtention de formes parfaites et précises alors que le procédé de galetage assure l'obtention de surface lisse sans aspérités et une couche de matière déformée plastiquement plus dure. L'étude de la durée de vie des pièces fabriquées par ces deux procédés peut être envisagée par l'étude de l'impact du procédé de rectification et de galetage sur l'intégrité de surface de la pièce en termes de rugosité, de dureté, de contraintes résiduelles, etc.

Cette partie « état de l'art » traite dans un premier temps de la définition de l'intégrité de surface. Deux autres parties suivent et sont destinées à étudier séparément le procédé de rectification et le galetage ainsi que leurs effets sur l'intégrité de surface. Il y est également exposé les différentes modélisations adoptées dans la littérature pour chaque procédé. La dernière partie concerne l'impact de la combinaison du procédé de tournage/galetage combiné sur l'intégrité de surface qui est la technique qui a initié l'approche combinatoire entre un procédé de coupe combiné à un procédé de renforcement et de finition qu'est le galetage.

I.2 Intégrité de surface

Le terme intégrité de surface a été introduit en 1964, pour désigner l'état de surface d'une pièce modifiée par un procédé de fabrication (Field, M., Kahles, 1964),(Bellows.G and Dean.N.T, 1970). Ce terme a été utilisé pour décrire la qualité ou l'ensemble des caractéristiques intrinsèques et surfaciques de la pièce par rapport aux performances désirées. Ce qui limite l'étude dans un premier temps aux aspects topographique et morphologique de la pièce perceptibles en surface. Cette définition a été complétée par la suite par la communauté scientifique (Hashimoto, Guo and Warren, 2006),(M'Saoubi *et al.*, 2008),(Viktor P. Astakhov, 2009),(Guo, Li and Jawahir, 2009), afin de considérer aussi les propriétés extrinsèques (liés à l'environnement) ainsi que la sous couche de la pièce par l'étude de la profondeur affectée par le procédé de fabrication utilisé. Ces profondeurs affectées peuvent varier d'une centaine de micromètre pour les procédés d'enlèvement de matière à quelques millimètres pour les procédés

de finition tel que le galetage. L'information sur la profondeur affectée par le procédé utilisé permet d'avoir des données supplémentaires dans le but de contribuer à l'étude de la tenue en fatigue et la résistance (Seemikeri, Brahmankar and Mahagaonkar, 2008),(Javidi, Rieger and Eichlseder, 2008) de la pièce tels que le type de contraintes résiduelles obtenues en sous couche (de traction ou de compression), aspect microstructurale (sous surface affectée thermo-mécaniquement), l'apparition de fissures et de brûlures, la microdureté, la formation de couche écrouie, etc.

La définition de l'intégrité de surface a été résumée par (Youssef, 2012) dans la Figure I-1 comme étant l'ensemble de cinq facteurs : facteurs géométriques, métallurgiques, thermomécanique, chimiques et facteurs tribologiques.

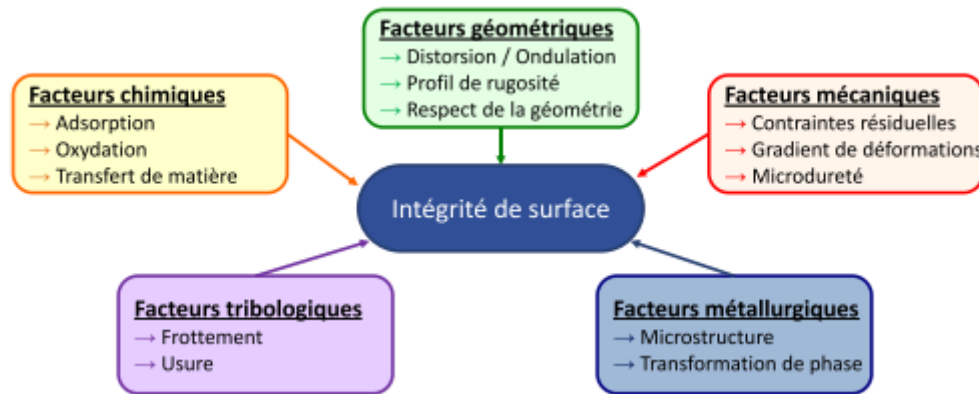


Figure I-1. Les cinq facteurs de caractérisation de l'intégrité de surface (Youssef, 2012).

L'intégrité de surface rassemble ainsi les caractéristiques visant à qualifier une surface par rapport aux performances voulues et de lier les conditions de fabrication aux résultats géométrique, mécanique et microstructuraux de la pièce, obtenus en surface et en sous couche (Figure I-2).

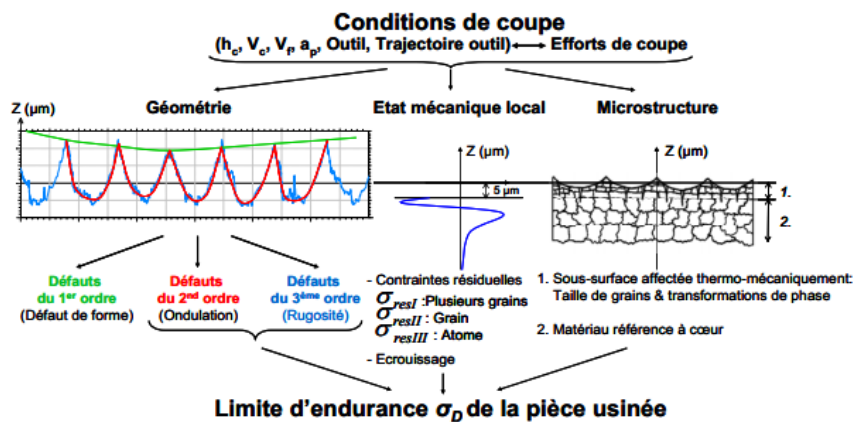


Figure I-2. Caractéristiques de l'intégrité de surface de pièces usinées (Guillemot, 2010).

L'étude de l'épaisseur affectée par le procédé de fabrication permet d'avoir une information tridimensionnelle sur la pièce usinée et pas seulement à la surface. Cependant, cette épaisseur est composée de plusieurs couches affectées différemment par le procédé de fabrication à des échelles différentes (Figure I-3). Afin de délimiter chaque couche, plusieurs techniques de caractérisation peuvent être utilisées : microscope optique, microscope électronique à balayage, microscope électronique en transmission.

À l'interface solide/environnement, une première couche mince nommée couche adsorbée, de l'ordre de quelques nanomètres, apparaît (Rech, Hamdi and Valette, 2008). Il s'agit d'une nouvelle surface générée après usinage à l'extérieur du solide qui absorbe des éléments provenant de la vapeur d'eau, des hydrocarbures existants dans l'air ou le fluide de coupe qui s'oxyde et forme la couche d'oxyde. Cette couche d'oxyde peut varier d'épaisseur selon le procédé de fabrication et du matériau utilisés. Selon (Brinksmeier, Lucca and Walter, 2004), l'épaisseur de la couche adsorbée et d'oxyde ne dépasse pas les 10 nanomètres. Cette couche est suivie d'une couche épaisse affectée thermiquement et mécaniquement pouvant atteindre une centaine de micromètre et qui est composée d'une couche de Beilby qui est une couche métallique amorphe d'une dizaine de nanomètre suivie d'une couche écrouie. C'est là où apparaissent les contraintes résiduelles de compression ou de traction. Plus en profondeur, une couche de matière de référence est retrouvée qui est propre au matériau de base.

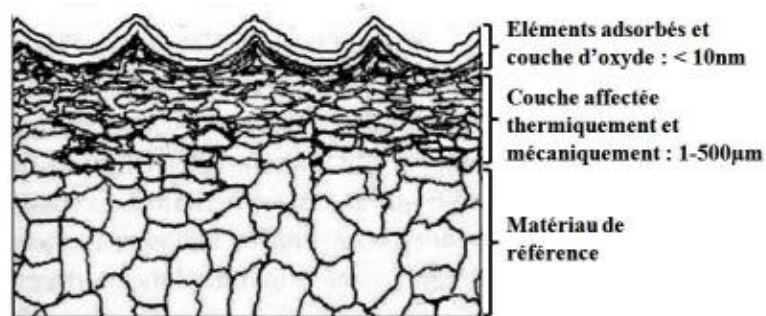


Figure I-3. Schéma représentatif des différentes couches affectées d'une surface usinée (Rech, Hamdi and Valette, 2008).

I.3 Étude du procédé de rectification

I.3.1 Procédé de rectification

I.3.1.1 Principe de la rectification

La rectification est un procédé thermomécanique d'enlèvement de matière par abrasion (Lindsay, 1971), (Hahn, R. S. and Lindsay, 1971), (S. Malkin, 1989), (S Kohli, Guo and Malkin, 1995), (Vinay and Rao, 2013) visant à réaliser de très bons états de surface, soit une rugosité inférieure à $0.1 \mu\text{m}$ et des tolérances dimensionnelles de l'ordre du micron (Klocke, Brinksmeier and Weinert, 2005), (Suzuki *et al.*, 2007), (Tawakoli, Azarhoushang and Rabiey, 2009b), (Agarwal, 2016). Le procédé de rectification se fait à l'aide d'une meule composée de plusieurs grains abrasifs. Celle-ci à une forme de révolution, tourne autour de son axe et retire par abrasion de fine particule lorsqu'elle entre en contact avec une pièce. Il existe plusieurs types du procédé de rectification (Figure I-4) : rectification plane, rectification cylindrique extérieure et rectification cylindrique intérieure.

Le procédé de rectification est généralement utilisé comme un procédé de finition (Alonso *et al.*, 2015), (Grzesik, Rech and Žak, 2015) et l'état de surface obtenu dépend de l'interaction existante entre les grains de l'abrasif et la pièce à usiner, des conditions de rectification et du matériau utilisé pour la meule et la pièce.

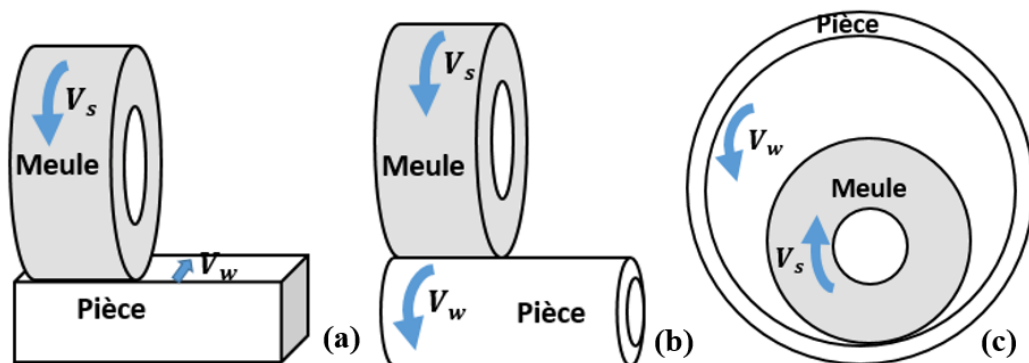


Figure I-4. (a) Rectification plane, (b) rectification cylindrique extérieure, (c) rectification cylindrique intérieure.

I.3.1.2 Procédé d'enlèvement de matière par abrasion

La rectification est une opération d'enlèvement de matière par abrasion dans le but d'obtenir une forme et des spécifications mécaniques particulières. L'outil de coupe a une forme de révolution et est constitué de grains abrasifs agglomérés entre eux par un liant. Dans cette partie l'outil de coupe, les forces et énergies ainsi que le phénomène d'usure qui peut se produire suite au frottement du grain contre la pièce sont présentés (Figure I-5).

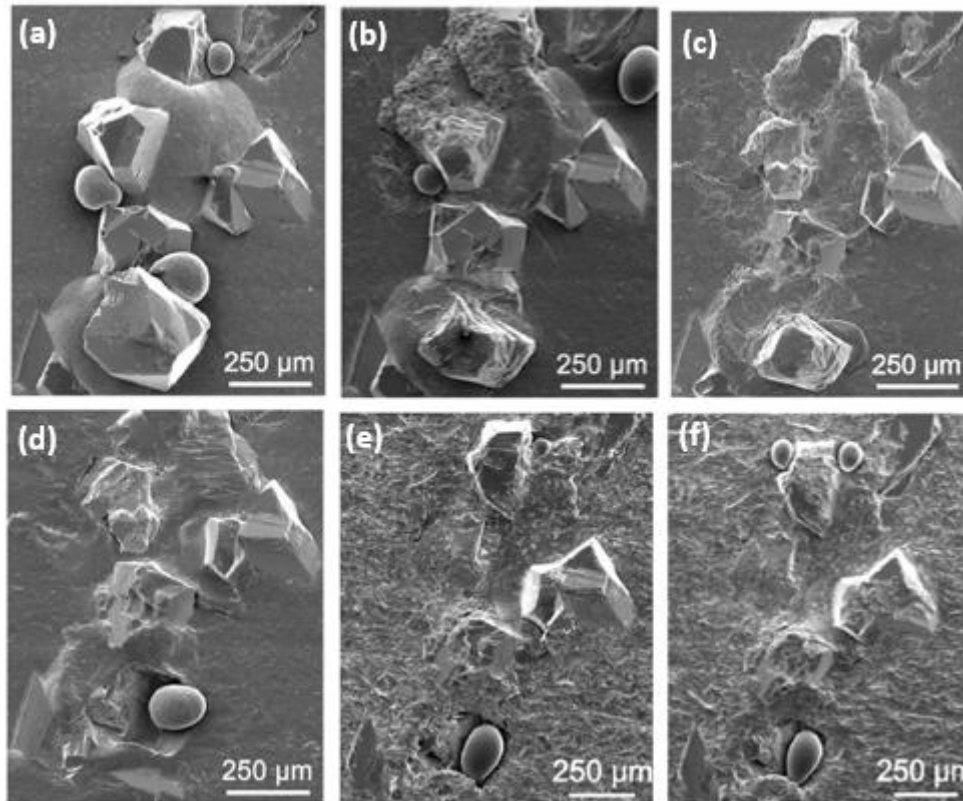


Figure I-5. Usure d'une meule CBN (a)meule non utilisée, (b)état de la meule après dressage, état de la meule en fonction du volume spécifique d'enlèvement de matière : (c) $Q'_w = 48\ 000\text{mm}^3/\text{mm}$, (d) $Q'_w = 81\ 000\ \text{mm}^3/\text{mm}$, (e) $Q'_w = 119\ 000\ \text{mm}^3/\text{mm}$, (f) $Q'_w = 155\ 000\ \text{mm}^3/\text{mm}$ (Herzenstiel and Aurich, 2010).

• Outil de coupe

Une meule est un outil de précision, c'est un solide de révolution, composé par des grains abrasifs. Les premières meules étaient taillées dans des blocs de grès composés de quartz. Elles étaient utilisées telles quelles depuis la préhistoire jusqu'au début de l'industrialisation au 19^{ème} siècle. La révolution industrielle a conduit à la création de meule par agglomération de grain abrasif par un liant. Celles-ci étaient bien plus homogènes et avaient présentait de meilleures caractéristiques mécaniques pour une production industrielle.

Les Grains abrasifs

Les grains abrasifs sont, dans un premier temps, obtenus par concassage de roche naturelle tels l'émeri ou le corindon naturel, ou de roche synthétique d'alumine Al_2O_3 (Hamdi, 2000). Le tamisage permet d'avoir des grains de tailles très similaires afin de fabriquer des meules homogènes. Les grains abrasifs peuvent être classés en deux catégories :

- Les abrasifs usuels tels que : l'Alumine Al_2O_3 ou le Carbure de silicium SiC .
- Les super abrasifs, ultra durs : Nitrure de bore cubique (C.B.N) ou diamant.

Les liants

Le liant permet de maintenir les grains abrasifs dans la matrice. Il existe plusieurs types de liants :

- Liant vitrifié : Les liants vitrifiés ou céramique sont en général utilisés pour des opérations de précision. Les meules portant ce liant assurent un fort enlèvement de matière et sont insensible à l'eau, aux huiles, à l'acide et aux variations de température.
- Liant organique : En général utilisé sur deux types de meule : meules d'ébarbage ou meules de tronçonnage.
- Liant résinoïde : C'est un liant faiblement utilisé en rectification du fait qu'il est fabriqué à base de résines phénoliques et polyamides qui se ramollissent sous l'effet de la température.
- Electrodeposition : Technique utilisée avec les super abrasifs qui consiste à l'électrodeposition d'une seule couche de grains directement sur le corps de la meule.

La résistance du liant est spécifiée par des lettres alphabétiques en ordre du plus dur au plus tendre appelé grade et est résumé selon le type d'opération de rectification dans la Figure I-6.

ECHELLE DES GRADES																	
E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P	Q	R	S	T	U	
					CYLINDRIQUE/SANS CENTRES												
RECTIFICATION PLANE																	
					RECTIFICATION INTERIEURE												
				AFFUTAGE													
					RECTIFICATION DE FILETS												
	ORGANIQUES NON RENFORCEES																
											ORGANIQUES RENFORCEES						

Figure I-6. Échelle des grades (1).

Un exemple d'aide au choix du liant selon la vitesse de coupe de meule a été élaboré (Figure I-7).

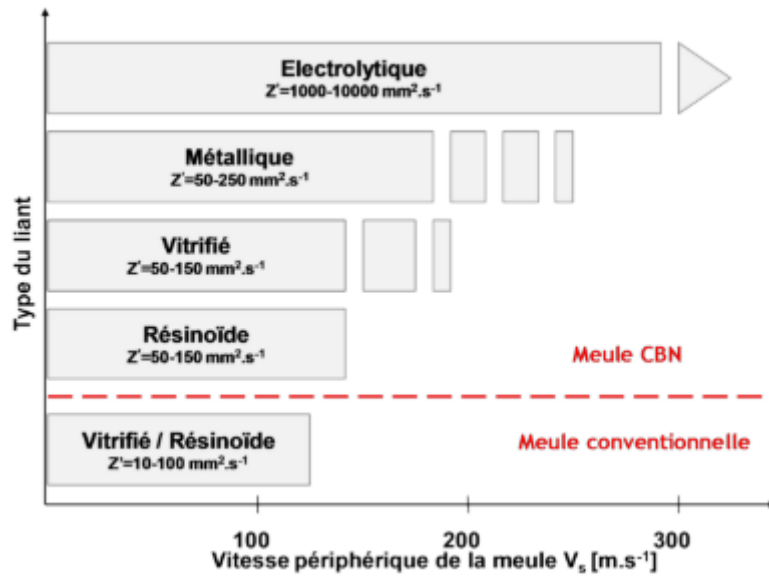


Figure I-7. Aide au choix du type du liant en fonction de la vitesse périphérique de la meule utilisée (Hamdi, 2000).

Les Meules

Une meule est un outil abrasif constitué de grains abrasifs de forme aléatoire maintenus par une matrice de liant et séparés par des pores (Figure I-8). Le rôle de ces différents constituants de l'outil d'abrasif est expliqué dans le Tableau I-1.

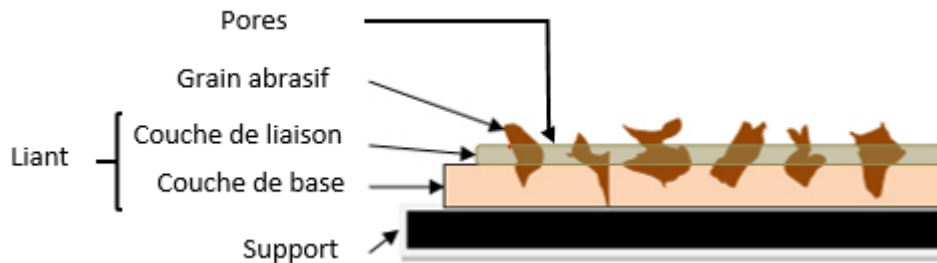


Figure I-8. Différentes parties d'un abrasif.

Tableau I-1. Rôle des différentes parties de l'abrasif

Parties de la meule	Rôles
Grains abrasifs	Ce sont les arêtes de coupe
Liant	Maintenir les grains ensemble
Pores	Espacements entre les grains permettant le passage du liquide de refroidissement et des copeaux

Les micrographies d'une meule (Figure I-9) montrent bien la répartition aléatoire des grains dans une meule.

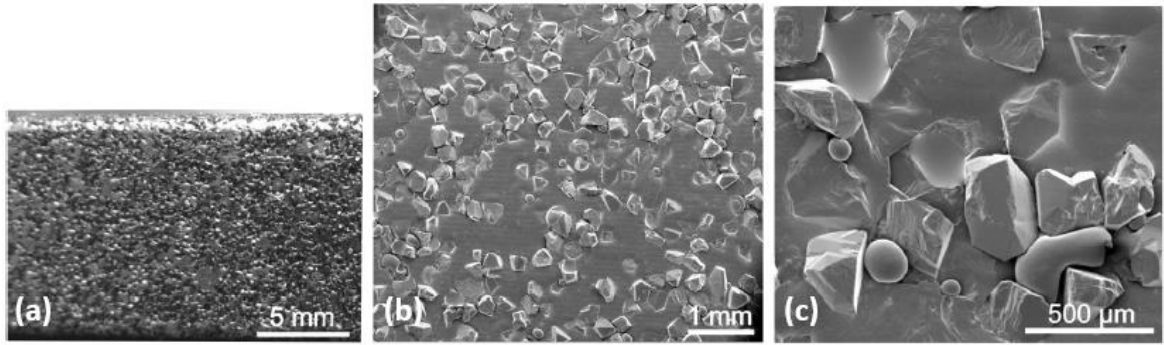


Figure I-9. (a) image par une caméra digitale, (b) et (c) images MEB d'une meule CBN (Herzenstiel and Aurich, 2010).

Une meule peut être classée en deux catégories selon la norme à laquelle elle appartient :

- ISO 525 et ISO 603 : meules agglomérées de type corindons : grains en alumine (Figure I-10 (a)).
- ISO 6104 : meules diamant ou à super abrasifs de type CBN (cubic boron nitride) nitrure de bore cubique (Figure I-10 (b), (c) et (d)).

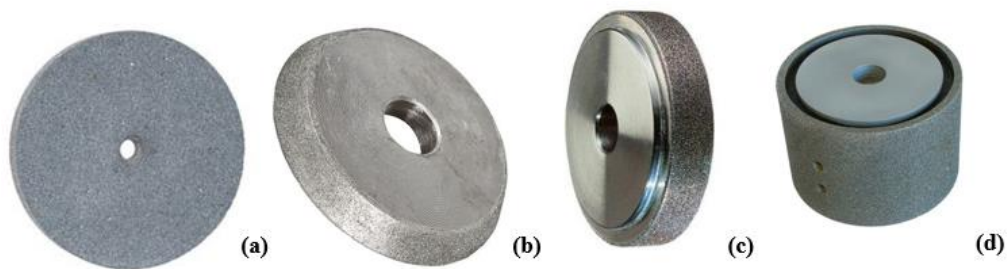


Figure I-10. (a) Meule vitrifiée à grain Corindon, (b)meule diamant, (c)meule vitrifiée à grain CBN, (d)meule vitrifiée à grain CBN électrodéposés.

En variant les propriétés de l'abrasif et du liant plusieurs types de meules avec des caractéristiques différentes peuvent être obtenues. Afin de les distinguer, il existe des spécifications permettant de savoir le type de meule utilisée (Figure I-11).

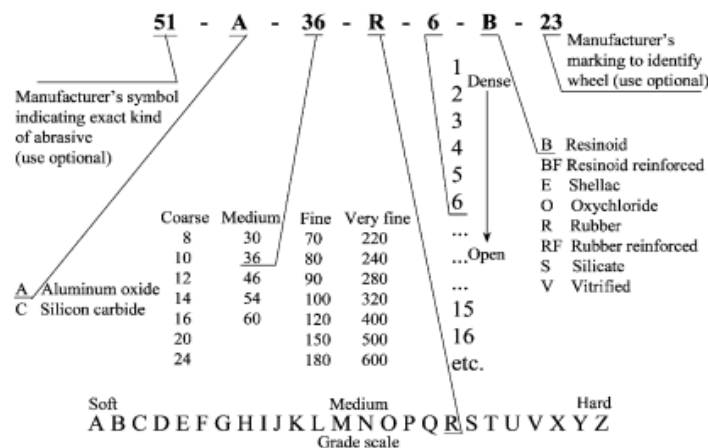


Figure I-11. Système de marquage de meule (Hou and Komanduri, 2003).

Ce système de marquage de la meule est résumé dans un tableau qui sert à mieux comprendre la signification de chaque spécification (Figure I-12).

COMPRENDRE LES SPECIFICATIONS												
ABRASIF			TAILLE DES GRAINS			GRADE			STRUCTURE		LIANT	
OXYDE D'ALUMINIUM	CARBURE DE SILICIUM	ABRASIF CERAMIQUE A BASE D'OXYDE D'ALUMINIUM	GROS	MOYEN	FIN	TENDRE	MOYEN	DUR	FERME	OUVERT		
A	37C	SGB	12	30	80	E	I	Q	5	10	VS	
19A	39C	3SG	16	36	90	F	J	R		11	VXP	
25A		5SG	20	46	100	G	K	S		12	VXPM	
38A		1TGP	24	54	120	H	L	T			VTECH	
40A				60				M				
57A				70				N				
86A								O				
IPA				60		EH				17	VTX	
						XH				20		
		ES5		60	80		J	L			VX	
							K					

Figure I-12. Signification des différentes spécifications de la meule (1).

I.3.1.3 Phénomène de coupe :

La rectification est un procédé d'enlèvement de matière complexe impliquant découpe, labourage et frottement. Le phénomène de coupe ou d'enlèvement de matière par abrasion s'étudie par une analyse microscopique de l'action entre le grain et la surface de la pièce. Ainsi, dans l'optique de mieux comprendre la physique de ce phénomène d'abrasion, des essais de rayage ou de sclérométrie sont réalisés. Il s'agit de rayer une surface avec un grain seul (Figure I-13).



Figure I-13. Grain abrasif en action (Barge, 2005a).

Lors de l'abrasion, plusieurs scénarios peuvent prendre place. Tout d'abord le phénomène désiré qu'est l'enlèvement de matière de la pièce avec le grain abrasif (Figure I-14(a)). Par la suite, des défauts peuvent apparaître lors de l'abrasion. Ceux-ci sont souvent liés à l'usure du grain qui en s'émoussant perd son pouvoir de coupe. Les pressions que subit alors le grain sont telles qu'il finit par casser ou se détache de la meule (Figure I-14 (b)). D'autres aléas peuvent se passer telle l'apparition dans l'emprise meule-pièce d'un troisième corps qui peut être des débris de grain abrasif ou des copeaux (Figure I-14 (c)).

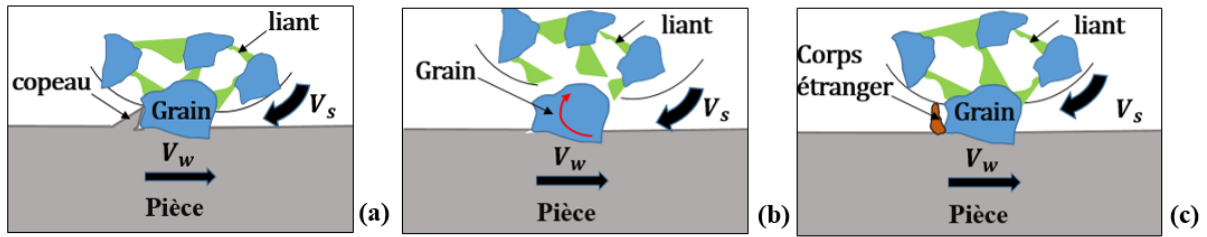


Figure I-14. (a) Phénomène de coupe, (b) phénomène d'usure, (c) apparition de débris.

Un grain abrasif possède plusieurs orientations et différentes géométries pouvant ainsi engendrer plusieurs faces et arêtes de coupe (Figure I-15). La surface de contact entre le grain et la pièce est modifiée selon l'orientation de l'angle d'attaque du grain.

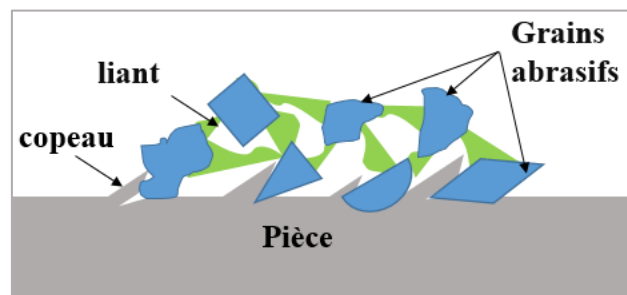


Figure I-15. Différentes géométries de grains abrasifs.

I.3.1.4 Paramètres de rectification

Les principaux paramètres de rectification (Figure I-16) sont : la vitesse périphérique de la meule V_s , la vitesse de la pièce V_w , la profondeur de passe a_p , la largeur de meule b et l'avance f .

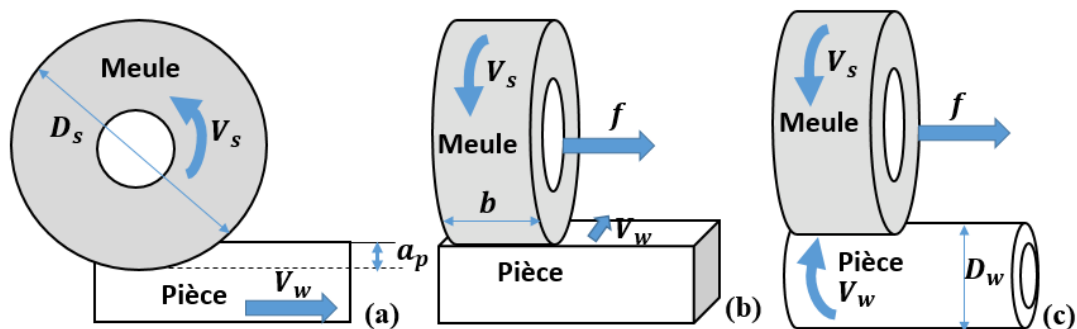


Figure I-16. Schémas descriptifs des paramètres de rectification.

La vitesse périphérique de la meule notée V_s est exprimée en $m \cdot s^{-1}$ donnée par l'Eq (I-1).

$$V_s = \pi N_s D_s \quad (I-1)$$

Avec N_s : vitesse de rotation de la meule exprimée en $[tr. s^{-1}]$;

D_s : Diamètre de meule exprimé en $[mm]$.

La vitesse de coupe est donnée par l'Eq (I-2) pour le cas du travail en avalant (Figure I-17(a)) alors qu'elle est donnée par l'Eq (I-3) pour le cas du travail en opposition (Figure I-17(b)).

$$V_c = V_s + V_w \simeq V_s \quad (I-2)$$

$$V_c = V_s - V_w \simeq V_s \quad (I-3)$$

$$\vec{V}_c = V_s \vec{X} \quad (I-4)$$

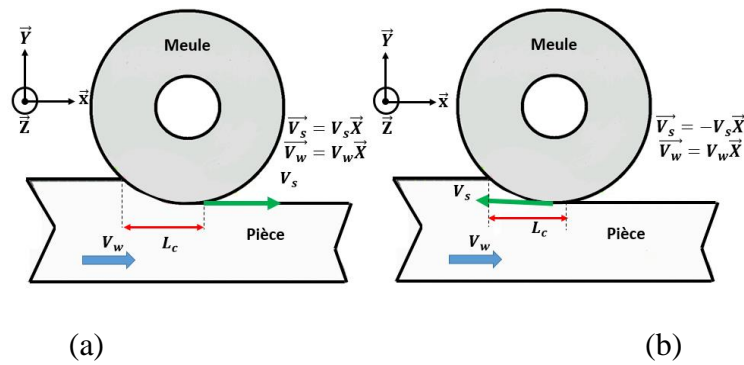


Figure I-17. (a) Rectification : en avalant, (b) Rectification en opposition.

La longueur de contact entre la meule et la pièce est donnée par l'Eq (I-5).

$$L_c = \sqrt{a_p \cdot D_e} \quad (I-5)$$

D_e est le diamètre équivalent de contact. Dans le cas de la rectification plane, le diamètre équivalent est égal au diamètre de la meule $D_e = D_s$ exprimé en [mm] alors qu'en rectification cylindrique il est donné par l'Eq (I-6) (Tanguy, 1985).

$$D_e = \frac{D_s \cdot D_w}{D_s + D_w} \quad (I-6)$$

Par son modèle Fraise-disque (Tanguy, 1985) exprime l'épaisseur maximale de copeau Eq (I-7).

$$e_m = \frac{2 L_c V_w}{V_s} \sqrt{\frac{a_p}{D_e}} \quad (I-7)$$

Le débit de copeau Z , exprimé en [$m^3 \cdot s^{-1}$] est un paramètre important dès lors que l'on s'intéresse à la productivité. Il correspond au débit de matière qui entre dans l'interface meule-pièce, Eq (I-8).

$$Z = a_p \cdot b \cdot V_w \quad (I-8)$$

Au cours de la rectification, la matière sort de la zone de coupe à la vitesse V_s sous la forme d'une bande incandescente de matière. C'est ce qui est appelé l'étincelage dont l'épaisseur est l'épaisseur équivalente de coupe notée h_{eq} . Pour déterminer la formulation de cette grandeur en fonction des paramètres de rectification plane, à savoir la profondeur de passe, la vitesse de la pièce et la vitesse de la meule, il suffit d'écrire que le débit de matière entrant dans la l'interface de coupe est égale au débit sortant (Hamdi, 2000), Eq (I-9).

$$h_{eq} = \frac{a_p \cdot V_w}{V_s} \quad (I-9)$$

L'épaisseur équivalent de coupe s'avère être un paramètre important dans le pilotage du procédé de rectification et pour la modélisation de certaines grandeurs physiques telles les actions mécaniques (Tanguy, 1985),(Hamdi, 2000),(Brosse, 2009),(Robaey, 2015).

I.3.1.5 Force et énergie

Lors de la rectification, les efforts de coupe sont dus à l'action des grains actifs dans la zone de contact meule/pièce. Compte tenu de la faible taille des grains abrasifs, ces efforts locaux engendrent de fortes pressions de contact. L'effort de rectification ou de coupe \vec{F} est la résultante de l'action de ces grains actifs de la meule sur la pièce à rectifier. Dans le cas de la rectification plane, l'effort de coupe se décompose en deux composantes, F_t et F_n , dans le plan de la meule et une composante axiale F_a (Figure I-18).

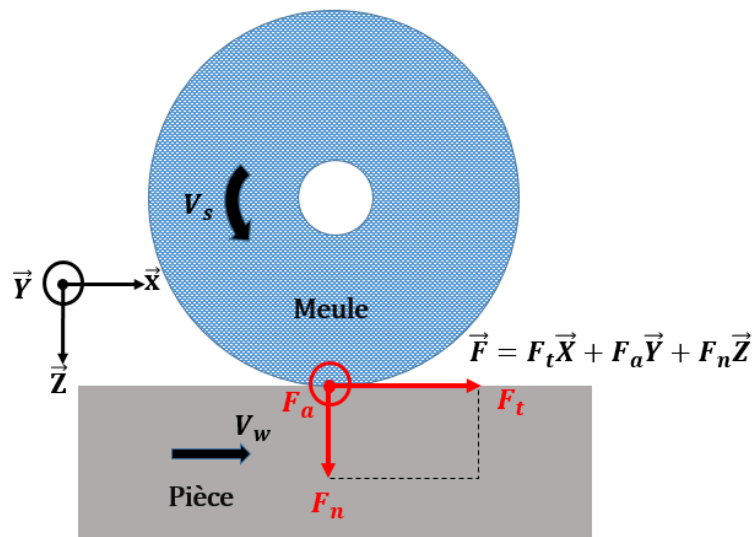


Figure I-18. Forces de rectification.

La norme de l'effort de rectification est donnée par l'Eq (I-10) sachant que chaque composante de force est la somme des forces élémentaires des n grains actifs de la meule dans la zone de contact meule/pièce. Ainsi, il est aisé d'exprimer la composante normale F_n (Eq (I-11)) la composante tangentielle F_t (Eq (I-12)) et la composante latérale (force axiale) F_a (Eq (I-13)).

$$F = \sqrt{F_t^2 + F_n^2 + F_a^2} \quad (\text{I-10})$$

$$F_n = \sum_{i=1}^n F_{n,i} \quad (\text{I-11})$$

$$F_t = \sum_{i=1}^n F_{t,i} \quad (\text{I-12})$$

$$F_a = \sum_{i=1}^n F_{a,i} \quad (\text{I-13})$$

Au cours de la rectification plane, la composante axiale F_a est négligeable. Le rapport de la composante tangentielle et la composante normale permet de définir le coefficient de frottement apparent ou global (Hamdi, 2000), Eq (I-14). En effet, la composante tangentielle F_t est la somme de la force de frottement pure et des actions tangentielles de labourage. Ces dernières sont difficiles à quantifier dans l'interface meule/pièce.

$$\mu = \frac{F_t}{F_n} \quad (\text{I-14})$$

La puissance absorbée par la pièce est exprimée en fonction de la force tangentielle (Eq (I-15)). L'Eq (I-4) et (I-15) conduisent à l'Eq (I-16).

$$P = \vec{F} \cdot \vec{V}_c \quad (\text{I-15})$$

La puissance mécanique du procédé de rectification s'exprime en fonction de la force tangentielle et de la vitesse périphérique de la meule V_s . La puissance mécanique de la rectification se transforme en majorité en puissance thermique (Eq (I-16)).

$$P_m = P_{th} = F_t V_s \quad (\text{I-16})$$

La densité de flux thermique φ_{th} peut être déterminée à partir de la puissance thermique donnée par l'Eq (I-17).

$$P_{th} = \int_{S_c} \varphi_{tot} ds = F_t V_s \quad (I-17)$$

La densité du flux total de rectification φ_{tot} se compose d'une densité de flux entrant dans la pièce φ_w , une densité de flux dans le copeau φ_c , une densité de flux dans la meule φ_s et une dans la lubrification φ_{cool} (Eq (I-18)) illustré par la Figure I-19 (Malkin, 1998), (Hamdi, 2000), (Klocke, Brinksmeier and Weinert, 2005), (Brinksmeier *et al.*, 2006), (Brosse, 2009), (Robaey, 2015).

$$\varphi_{tot} = \varphi_w + \varphi_s + \varphi_c + \varphi_{cool} \quad (I-18)$$

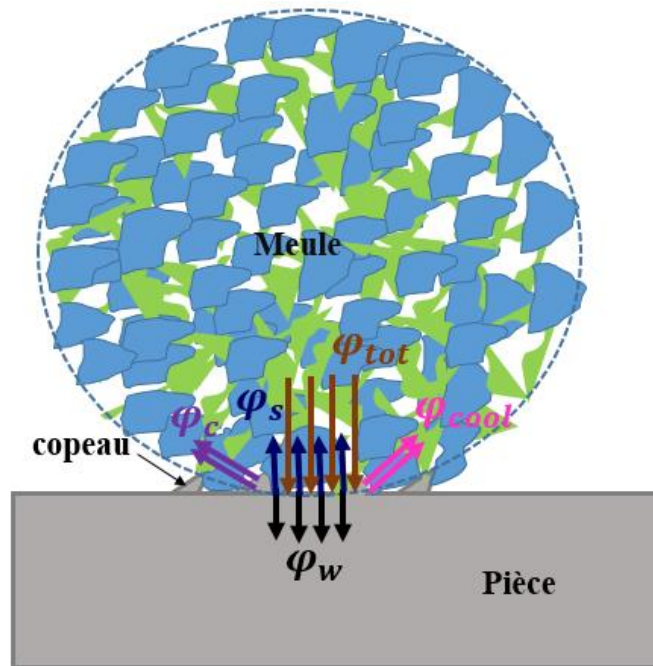


Figure I-19. Distribution de la densité du flux thermique.

La puissance thermique entrant la pièce est une fraction de la puissance mécanique de rectification. Il est estimé que 65 à 85% de la puissance totale entre dans la pièce (S Kohli, Guo and Malkin, 1995), (Malkin, 1998), (Malkin and Guo, 2007a), (Klocke, 2013), (Brosse, 2009) sous forme de flux thermique, Eq (I-19). ε est appelé coefficient de partition.

$$P_w = \int_{S_c} \varphi_w ds = \varepsilon P_m \quad (I-19)$$

Plusieurs sujets de recherche (Jaeger, 1942), (S. Kohli, Guo and Malkin, 1995), (Kim, Guo and Malkin, 1997), (Malkin and Guo, 2007b) visent à déterminer le pourcentage du coefficient de partition ε qui varie en fonction de type de meule utilisé et des conditions de rectification plane.

La densité du flux thermique qui entre dans la pièce est ainsi déterminée à partir de la densité du flux totale (Eq (I-20)) dans le cas où le flux à une distribution uniforme dans l'interface.

$$\varphi_w = \varepsilon \cdot \varphi_{tot} = \varepsilon \cdot \frac{P_m}{\text{aire de contact meule/pièce}} \quad (\text{I-20})$$

I.3.2 Influence de l'enlèvement de matière par abrasion sur l'intégrité de surface

Comme tout procédé d'usinage, la rectification est un procédé thermomécanique. L'énergie thermique générée se dissipe en partie dans la pièce rectifiée et affecte l'intégrité de surface (Malkin, 1998),(Hamdi, 2000),(Brinksmeier, Lucca and Walter, 2004),(Klocke, Brinksmeier and Weinert, 2005),(Brosse, 2009),(Jawahir *et al.*, 2011),(Youssef, 2012), (Robaey, 2015). L'étude des effets induits par le procédé de rectification revient à étudier les transformations thermomécaniques, chimiques et métallurgiques que subit la pièce.

I.3.2.1 Topographie de la surface

Suite à la rectification, la géométrie et la texture de la surface usinée sont modifiées. Comparée à d'autres procédés d'enlèvement de matière tels que l'électroérosion (EDM) ou l'usinage électrochimique (ECM), la rectification permet d'obtenir une topographie de surface régulière qui présente des micro-rayures suivant la direction d'avance (Figure I-20). La rectification permet aussi d'avoir un meilleur profil de rugosité (Figure I-21). Alors que pour les deux autres procédés la topographie de surface est plus irrégulière.

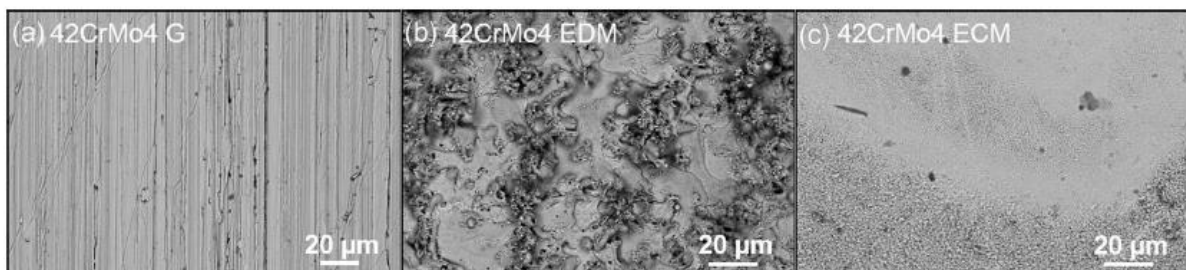


Figure I-20. Topographie de la surface de pièces en acier 42CrMo4 (a) rectifiée, (b) usinée par électroérosion (EDM), (c) usinée électro-chimiquement (ECM) (Zander *et al.*, 2019).

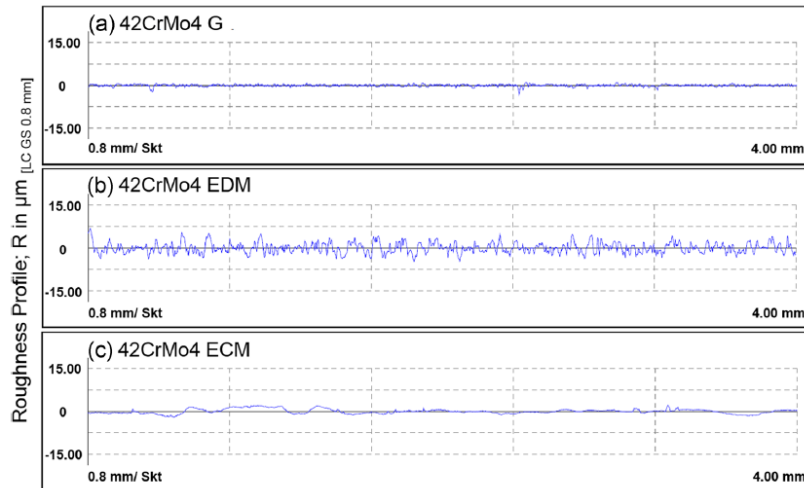


Figure I-21. Profil de rugosité de pièces en acier 42CrMo4 (a) rectifiée, (b) usinée par électroérosion (EDM), (c) usinée électro-chimiquement (ECM) (Zander *et al.*, 2019).

Après rectification, la rugosité de la surface est nettement améliorée (Mamalis *et al.*, 2003), (Klocke, Brinksmeier and Weinert, 2005) mais l'état de rugosité obtenu dépend du type de meule et du matériau de la pièce utilisés mais dépend aussi des paramètres de rectifications : profondeur de coupe, vitesse périphérique de la meule, vitesse de la pièce, etc.

La rugosité de surface augmente avec l'augmentation de la profondeur de coupe a_p (Figure I-22). L'augmentation de la rugosité est due à l'augmentation de l'épaisseur du copeau (Agarwal, 2016) donnée par l'Eq (I-7) et qui montre bien que l'épaisseur du copeau est directement proportionnelle à la profondeur de coupe.

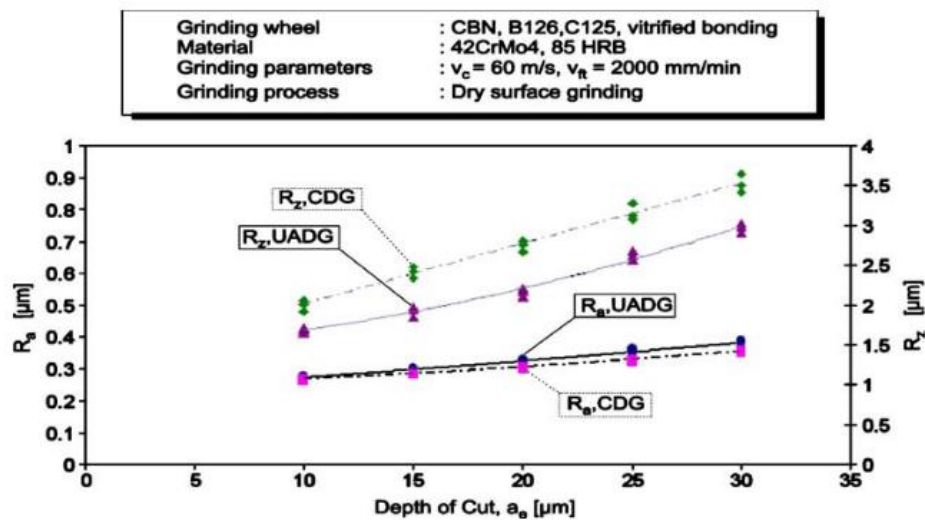


Figure I-22. Résultats de rugosité arithmétique R_a et rugosité maximale R_z pour la rectification à sec (CDG) et la rectification ultrasonique (UADG) de l'acier 42CrMo4 en fonction de la profondeur de coupe pour une vitesse d'avance de 2000 mm/min et une vitesse de coupe de 60 m/s (Tawakoli, Azarhoushang and Rabiey, 2009b).

La rugosité arithmétique R_a et maximale R_z de la pièce rectifiée augmente aussi avec la vitesse d'avance (Figure I-23). Cela peut être justifié par le fait que la profondeur d'engagement augmente lorsque l'avance est importante ce qui justifie l'augmentation de la rugosité.

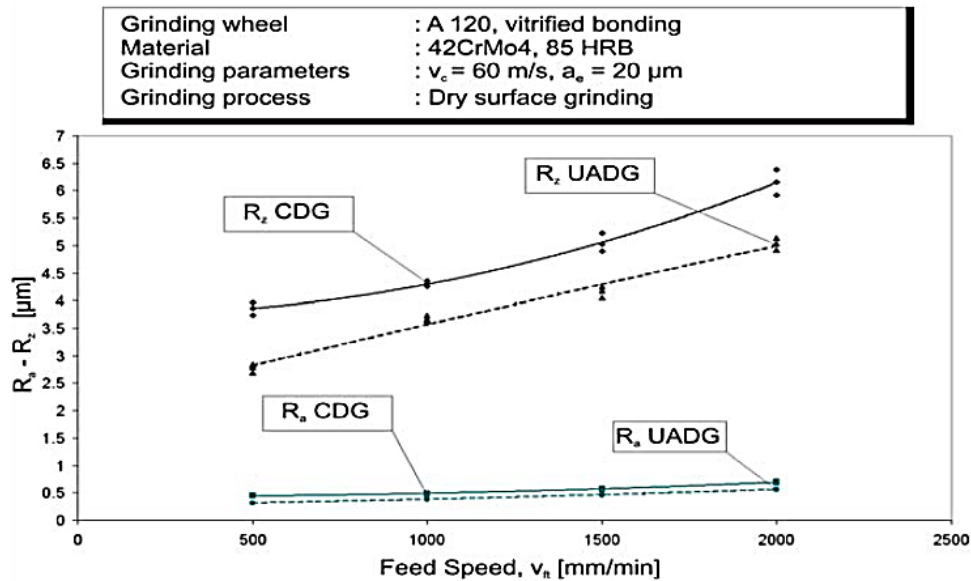


Figure I-23. Résultats de rugosité arithmétique R_a et rugosité maximale R_z pour la rectification à sec (CDG) et la rectification ultrasonique (UADG) de l'acier 42CrMo4 en fonction de la vitesse d'avance pour une profondeur de passe de 20 μ m et une vitesse de coupe de 60 m/s (Tawakoli, Azarhoushang and Rabiey, 2009a)

En général, la rugosité diminue lorsque la vitesse périphérique de la meule et la vitesse de la pièce augmentent (Ichida *et al.*, 2006),(Ben Fathallah et al., 2009) mais elle se stabilise pour une valeur seuil de vitesse de meule et de pièce (Figure I-24).

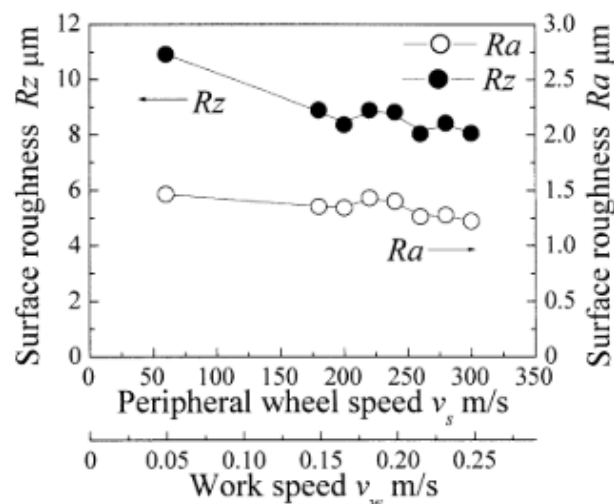


Figure I-24. Résultats de rugosité surfacique R_z et R_a en fonction de différentes vitesses périphériques de meule et vitesses de la pièce obtenues suite à la rectification d'une pièce en acier pour roulement (Ichida *et al.*, 2006).

Comme précisé précédemment, les résultats de rugosité peuvent dépendre du type de meule utilisée (Ben Fathallah *et al.*, 2009). Cela est clairement illustré dans les résultats de la rugosité

arithmétique R_a et la rugosité totale R_t (Figure I-25 (a) et (b)). Ces figures montrent que la rugosité augmente avec la profondeur de coupe mais de manière différente selon le type de meule. En effet, les valeurs de rugosité de surface augmentent drastiquement pour les types de meule 3SG (meule sol-gel) alors qu'elle varie légèrement pour la meule en oxyde d'aluminium Al_2O_3 (Ben Fathallah *et al.*, 2009). Par ailleurs, les résultats de rugosité sont liés à la taille des grains de l'abrasif utilisé (Ben Fathallah *et al.*, 2009), (Demir *et al.*, 2010), (Yang *et al.*, 2015), (Huang *et al.*, 2015). Plus la taille des grains est petite, plus l'épaisseur du copeau formé au moment de l'enlèvement de matière diminue, plus la taille de la rayure résiduelle est faible. Ceci conduit à de faibles valeurs de rugosité. La rugosité de surface diminue aussi lorsque la densité des grains augmente. Cela est dû à la participation de plus de grain à l'enlèvement de matière dans une interface de contact similaire. La taille des grains est alors forcément plus petite, impliquant un volume de matière enlevée par grain plus faible. Les rayures générées sont aussi très petites et la finition de surface est d'autant plus fine.

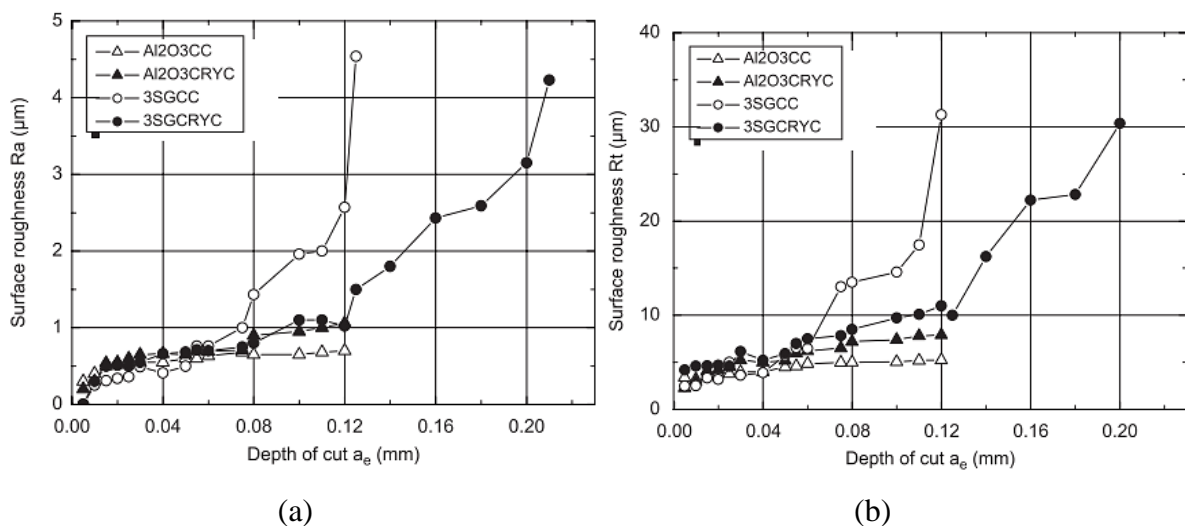


Figure I-25. (a) Résultats de rugosité arithmétique, (b) de rugosité totale : en fonction de la profondeur de coupe obtenues suite à la rectification d'une pièce en acier AISI D2 avec différents modes de refroidissement (CC : huile de refroidissement et CRYC : refroidissement cryogénique) et deux types de meules différentes (meule en alumine et meule Sol-Gel 3SG) (Ben Fathallah *et al.*, 2009)

Les résultats de rugosité peuvent varier aussi d'une étude à une autre avec le type de matériau de la pièce utilisée (Holesovsky and Hrala, 2004) et aussi avec le type de lubrification utilisé (Shaji and Radhakrishnan, 2003).

I.3.2.2 Effets thermiques

Les effets de la thermique dans le cadre du procédé de rectification sont différents de ceux induits par d'autres procédés d'enlèvement de matière comme le tournage. Une zone affectée thermiquement (ZAT) plus importante est visible sous la surface rectifiée. L'intégrité

de la surface des pièces rectifiées est alors modifiée ainsi que les propriétés thermomécaniques (Barbacki, Kawalec and Hamrol, 2003),(Guo and Sahni, 2004),(Klocke, Brinksmeier and Weinert, 2005),(Youssef *et al.*, 2011), entre autres.

Pour des conditions extrêmes de rectification, le flux thermomécanique entrant dans la pièce est très élevé, la thermique est alors intense et conduit à des altérations de la pièce (Barbacki, Kawalec and Hamrol, 2003), (Guo and Sahni, 2004), (Klocke, Brinksmeier and Weinert, 2005), (Youssef *et al.*, 2011a),(Hamdi,2000). Ceci est le cas lorsque de forts taux d'enlèvement de matière sont imposés. Dans ces cas, la zone affectée thermiquement peut subir des dégradations qui se manifestent par des traces de brûlures (Figure I-26) et l'apparition de fissures thermiques (Figure I-27). Ces dernières résultent de la rupture des liaisons atomiques dans des conditions thermiques et de pression intenses au moment de la rectification (Sanjay and Rao, 2008), (Zhang et al., 2020). Dans le but d'éviter ces aléas, plusieurs études visent à optimiser les paramètres de rectification afin de tirer profit de ce procédé sans nuire à la pièce (Agarwal, 2016),(Ben Fathallah, Dakhli and Terres, 2019).

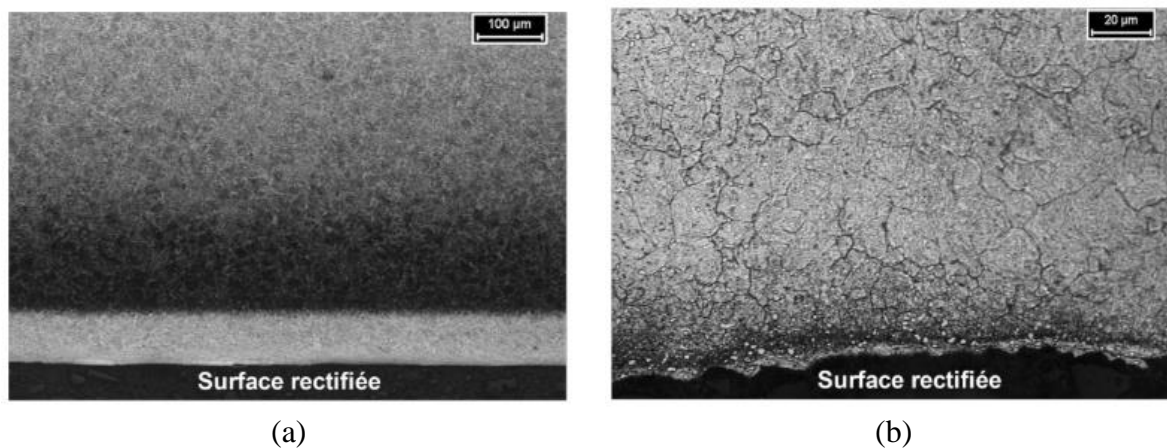


Figure I-26. Brûlures de pièces par rectification pour: (a)l'acier 100Cr6, (b)l'acier X40CrMoVN16 (Brosse,2009).

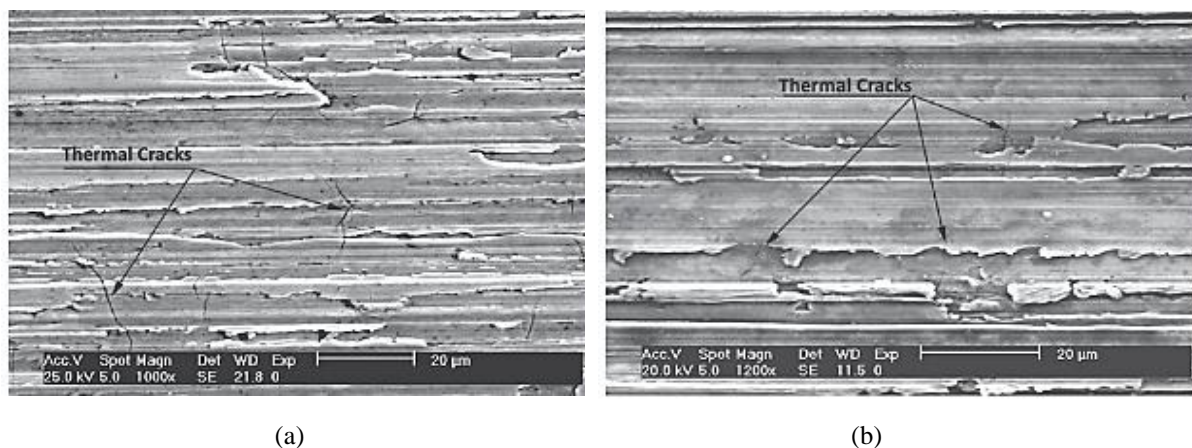


Figure I-27. Fissures thermiques obtenues en surface d'une pièce en acier AISI D2 rectifiée avec une profondeur de coupe de 75µm avec (a) une meule en oxyde d'aluminium et (b) une meule SG (Ben Fathallah *et al.*, 2009).

I.3.2.3 Effets métallurgiques

Suite à la rectification, des transformations métallurgiques peuvent avoir lieu comme la modification des tailles de grain de la matière, l'apparition d'une couche blanche, des transformations de phases, etc.

Des analyses micrographiques en sous-couche proche de la surface avant et après rectification montre une modification de celle-ci (Figure I-28). Une couche de 100 μm est clairement affectée par la rectification (Brosse, 2009),(Heinzel et al., 2016). Un raffinement des grains conduisant à des grains plus fins et augmentant ainsi le nombre de joint de grain est observé (Figure I-28, Figure I-29, Figure I-30). Cela se traduit par une augmentation de la dureté localement (Youssef, 2012)). Le changement local de la microstructure et donc du comportement mécanique peut conduire à l'apparition de petites fissures (Figure I-27) en surface et en sous-couche suite aux chargements thermique et mécanique intenses et très rapides (Hamdi, 2000),(Hamdi, Zahouani and Bergheau, 2004),(Brosse, 2009),(Youssef, 2012),(Robaey, 2015).

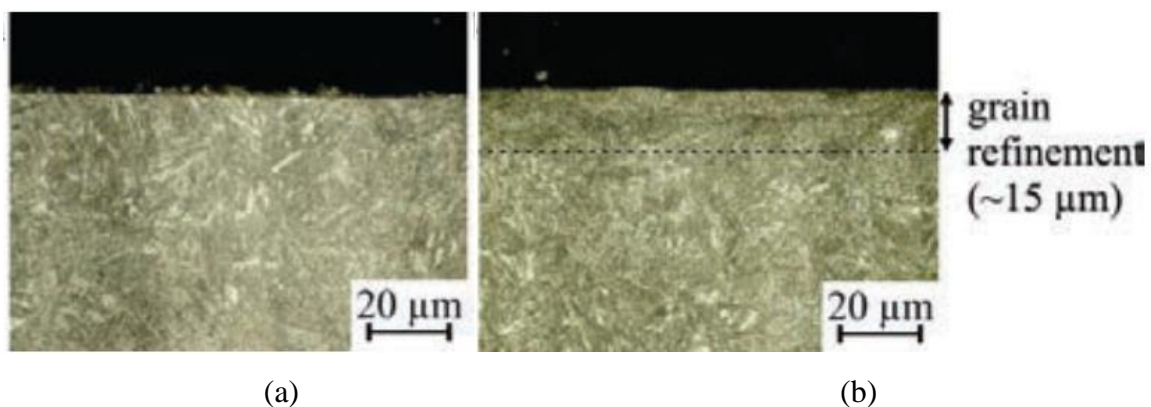


Figure I-28. (a) Pièce avant et (b) après rectification en acier 42CrMo4 pour $a_p=30\mu\text{m}$, $f=10\text{mm/min}$, $V_s=20\text{m/s}$ et $F_n=37\text{N}$ (Heinzel *et al.*, 2016).

D'autres recherches (Brosse, 2009) ont montré que la pièce rectifiée présente trois zones distinctes (Figure I-29) :

Zone 1 : Elle se manifeste par une couche blanche sous la surface rectifiée après une attaque chimique. Elle peut être due à des transformations martensitiques ou des écrouissages intenses dans cette zone (Hamdi, Zahouani and Bergheau, 2004). Son apparition dépend d'une part, des conditions de coupe (Grum, 2001),(Guo *et al.*, 2007) et d'autre part, du comportement métallurgique du matériau (Barbacki, Kawalec and Hamrol, 2003),(Hashimoto, Guo and Warren, 2006),(Rajasekaran *et al.*, 2009). Les cycle de chauffe et de refroidissement à des vitesses importantes lors du processus de rectification sont responsable de la formation de cette

couche blanche (Hamdi, 2000), (Barbacki, Kawalec and Hamrol, 2003),(Klocke, Brinksmeier and Weinert, 2005),(Yao *et al.*, 2014).

Zone 2 : c'est la couche sombre après la zone 1 qui semble avoir subi un revenu (Brosse, 2009). En effet, la dureté dans cette couche (Figure I-35) est moins importante que celle du métal de base.

Zone 3 : c'est le métal de base (Figure I-29) située à une profondeur qui dépend de l'épaisseur de la couche blanche et de la couche sombre qui dépendent des conditions de rectification.

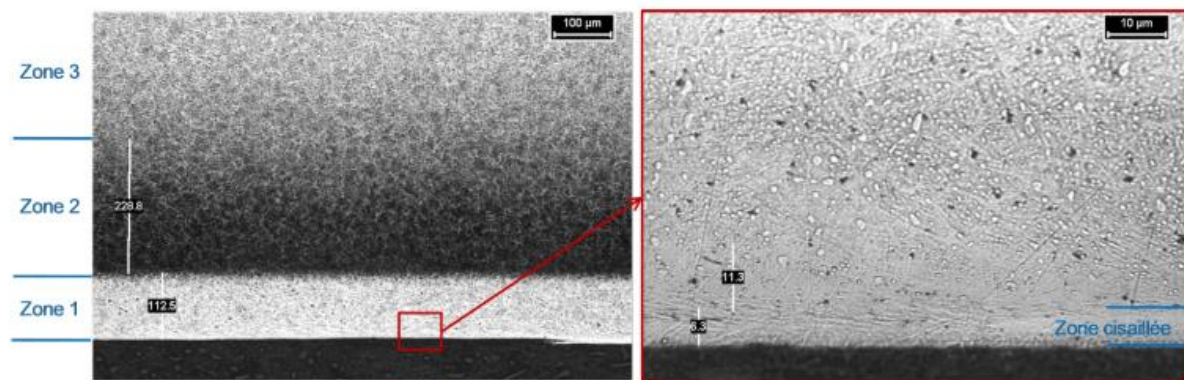


Figure I-29. Zones affectées par le procédé de rectification du 100 Cr6 (Brosse, 2009).

Les observations MEB-EBSD de la pièce rectifiée (Figure I-30) a permis aussi de distinguer trois zones de la pièce avec des tailles de grains différents. La première présente des grains très fins. Elle est suivie par une zone avec des grains déformés et enfin on retrouve le matériau de base. Plus il y a de grain de plus petites tailles plus il y a des joints de grains et plus la dureté de la pièce rectifiée augmente (Youssef, 2012),(Heinzel *et al.*, 2016). Les observations EBSD présentés montrent que le durcissement et le renforcement de ces différentes couches se font par une modification de la structure métallurgique sans qu'il y est forcément de transformations de phases. Il est à noter que les conditions de rectification employés dans ces essais (Heinzel *et al.*, 2016) ne sont pas sévères et il est, de ce fait, difficile de généraliser ce résultat. En effet, dans ces conditions les énergies mises en jeu sont 4 à 5 fois moins importantes que celles induites par la rectification haute performance (Brosse, 2009).

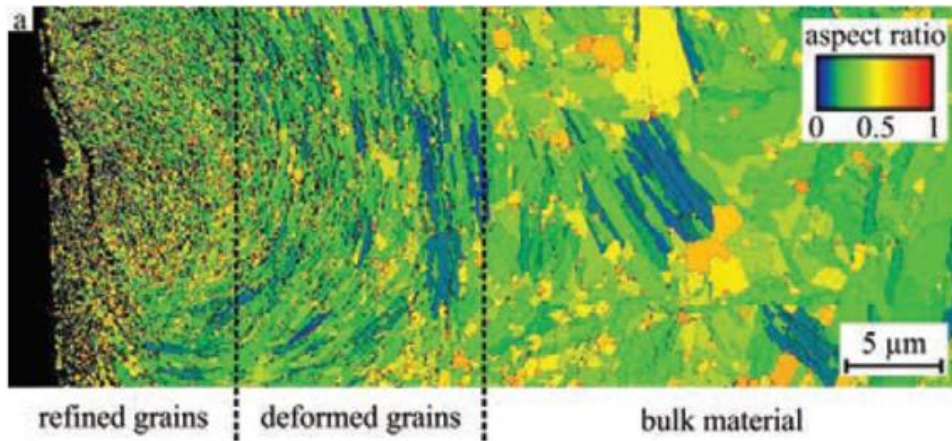


Figure I-30. Observation EBSD d'une pièce en 42CrMo4 rectifiée pour $a_p=30\mu\text{m}$, $f=20\text{mm/min}$, $V_s=38\text{m/s}$ et $F_n=33\text{N}$ (Heinzel *et al.*, 2016).

I.3.2.4 Effets chimiques

Suite à la mise en forme par rectification, plusieurs phénomènes chimiques peuvent avoir lieu tels que l'oxydation ou le transfert de matière par diffusion ou par collage. L'oxydation se manifeste essentiellement par des brulures visibles en diverses zones de la surface rectifiée (Malkin, 1998), (Hamdi, 2000), (Malkin and Guo, 2007a), (Malkin, S. Guo, 2008), (Brosse, 2009), (Z. Wang *et al.*, 2019). Les transferts peuvent se produire dans les deux sens, à savoir de la meule vers la pièce ou de la pièce vers la meule. Des copeaux peuvent rester coincés dans les pores de la meule (Figure I-31) (Demir *et al.*, 2010). Ce phénomène est une sorte de rechargement de la meule. Ainsi, la meule perd de son pouvoir de coupe et le phénomène thermomécanique sont alors intensifiés (Malkin, 1998), (Hamdi, 2000). Un cycle de dressage et d'avivage de la meule est alors indispensable (Malkin, 1998). Par ailleurs, dans l'interface meule/pièce des abrasifs libres arrachés de la meule sont susceptibles de causer des dégâts tel que de l'écaillage (Figure I-32) sur la surface de la pièce (Suzuki *et al.*, 2007).

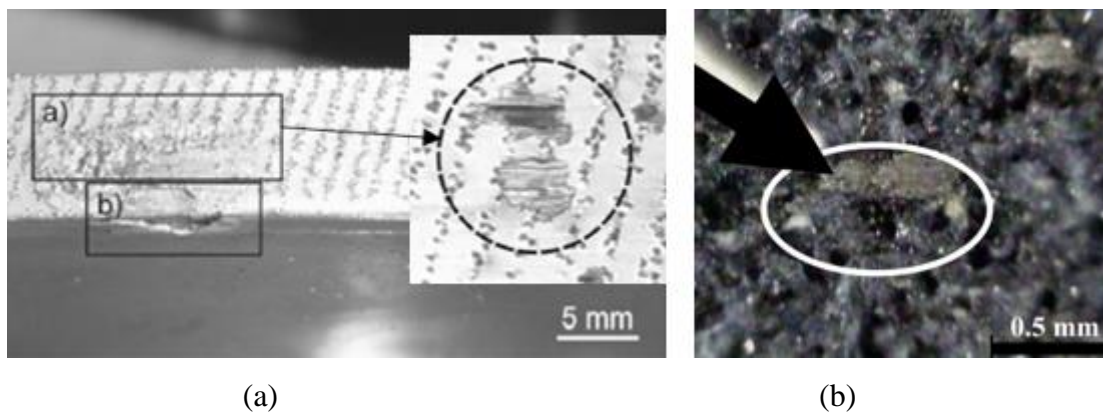


Figure I-31. (a) Encrassement de la meule par de la matière provenant de la pièce et arrachement de matière de la meule (Herzenstiel and Aurich, 2010), (b) remplissage de porosité de la meule par de la matière provenant de la pièce (Demir *et al.*, 2010).

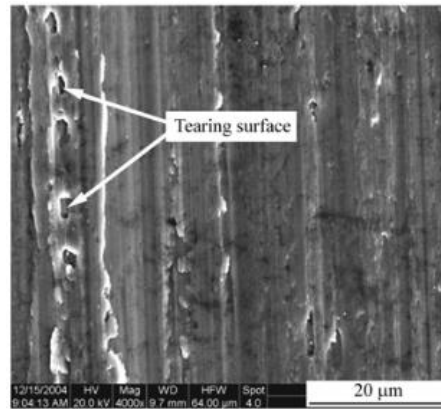


Figure I-32. Arrachement de matière de la surface d'une pièce rectifiée (Wenfeng *et al.*, 2010).

I.3.2.5 Effets mécaniques

L'effet thermomécanique du procédé de rectification modifie la dureté et les contraintes résiduelles en surface et en sous couche de la pièce usinée.

- Modification de la microdureté

Dans les paragraphes précédents, il a été montré que les chargements mécanique et thermique au moment de l'enlèvement de matière conduisent à des changements microstructuraux. Ceux-ci augmentent la microdureté en surface et en sous-couche de la pièce rectifiée. D'autres phénomènes cités tels ceux qui s'apparentent à des revenus locaux, sont à l'origine d'une diminution de la microdureté vis-à-vis de celle du métal de base. En somme, les microduretés en surface et en sous couche dépendent des conditions de rectification telle que la vitesse de la pièce (Figure I-33) mais aussi de l'épaisseur du coupeau (Alonso *et al.*, 2015) et de l'énergie de rectification surfacique (Figure I-34).

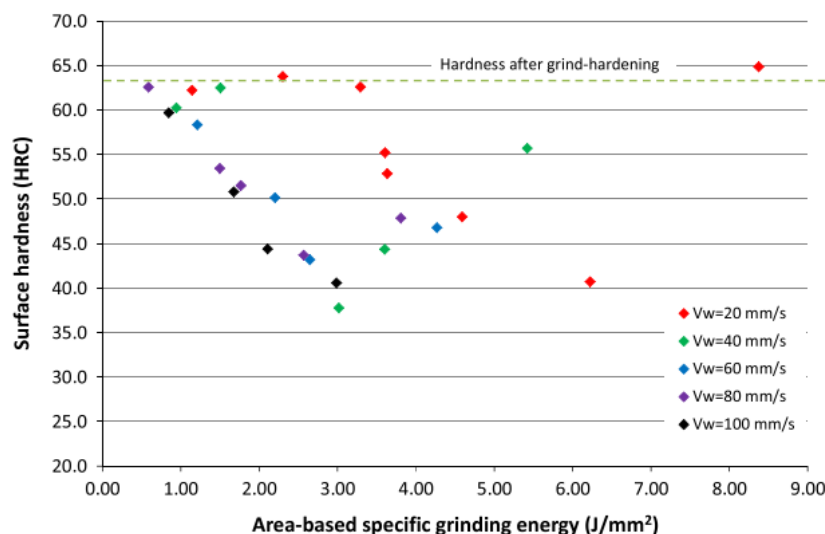


Figure I-33. Dureté de surface en fonction de l'énergie surfacique de rectification pour différentes vitesses de la pièce (Alonso *et al.*, 2015).

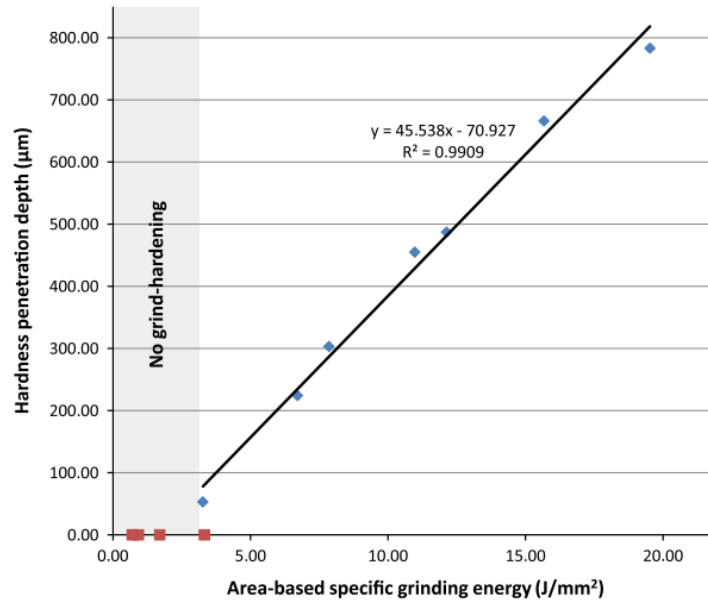


Figure I-34. Profondeur de pénétration de la dureté de l'acier 42CrMo4 en fonction de l'énergie surfacique de rectification (Alonso *et al.*, 2015).

La rectification améliore la dureté de la pièce jusqu'à une profondeur bien déterminée. Cette profondeur peut être égale à l'épaisseur de la couche blanche qui est équivalente à la zone 1 de la Figure I-35. La dureté dans cette zone est presque 10% plus élevée que la dureté de la pièce initiale.

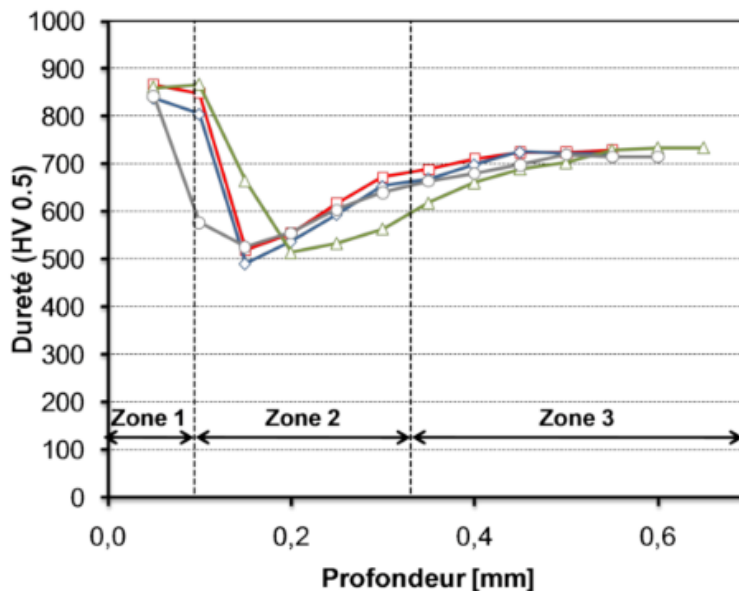


Figure I-35. Résultats de microdureté Vickers sur le 100Cr6 (Brosse, 2009).

Il est vrai que la couche blanche est caractérisée par une dureté plus élevée que la dureté du matériau avant rectification. Cela n'empêche qu'elle peut aussi être à l'origine de la fragilité de

la pièce tant elle est le lieu d'apparition de fissures et des stries (Figure I-36) qui sont néfastes à la durée de vie de la pièce (Brosse, 2009).

L'origine des fissures peut être une contrainte trop élevée en sous-couche entraînant un durcissement excessif alors que les stries peuvent être dues à une surchauffe excessive du matériau.

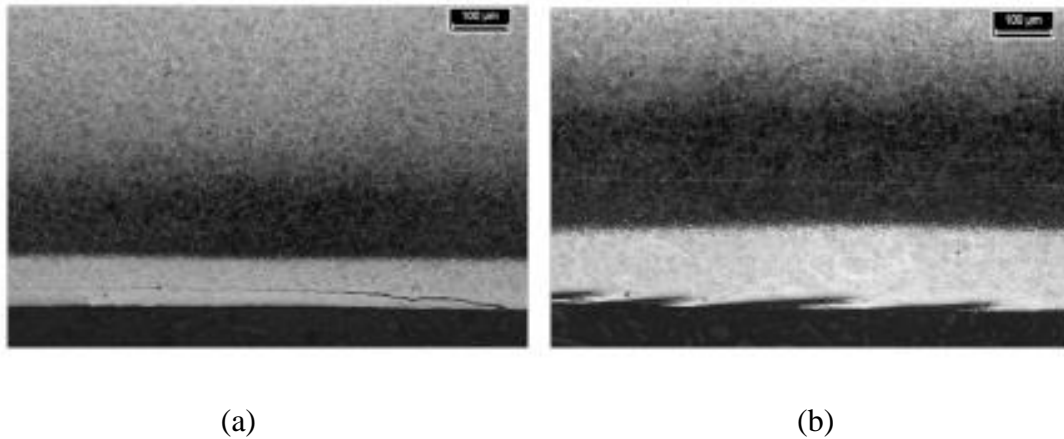


Figure I-36. Endommagement d'une pièce en 100Cr6 par rectification : (a) apparition de fissuration, (b) apparition de stries (Brosse, 2009).

- Contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles notés σ_R sont des contraintes multiaxiales qui persistent à la température ambiante et en l'absence de tout chargement extérieur. Les contraintes résiduelles proviennent des sollicitations thermomécaniques induites par les procédés de fabrication.

Les contraintes résiduelles obtenues suite au procédé de rectification sont souvent de traction (Mamalis, Kundrak and Gyani, 2002),(Ling *et al.*, 2020) lorsque de très hautes valeurs de températures sont générées par l'outil de coupe (Hamdi, Zahouani and Bergheau, 2004),(Malkin and Guo, 2007a),(Malkin, S. Guo, 2008),(Youssef *et al.*, 2011b),(Zhang *et al.*, 2016),(Z. Wang *et al.*, 2019) sans qu'il y ait forcément de changement de phase. Les contraintes résiduelles sont de compression lorsque l'échauffement de la pièce n'est pas très important ou dans le cas d'échauffement intense avec changement de phase (Hamdi, Zahouani and Bergheau, 2004). Les contraintes de compression sont favorables à la durée de vie de la pièce en limitant ou retardant la propagation des fissures, de corrosion sous contrainte et en améliorant la tenue à la fatigue (Matsumoto *et al.*, 1991),(Yang, Richard Liu and Grandt, 2002),(Hashimoto, Guo and Warren, 2006),(Rajasekaran *et al.*, 2009),(Guo, Warren and Hashimoto, 2010),(Xu *et al.*, 2019).

Après rectification, les contraintes résiduelles initialement présentes suite au processus d'usinage peuvent être transformées en contraintes résiduelles de compression, c'est le cas pour un matériau très dur tel l'acier rapide supérieur (Figure I-37) mais aussi de traction (Figure I-38) cela dépend des conditions de rectification.

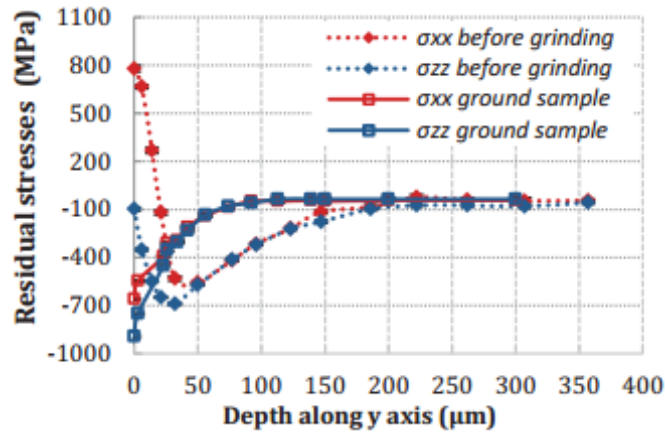


Figure I-37. Contrainte résiduelle avant et après rectification cylindrique de la pièce en acier rapide (Sallem and Hamdi, 2015).

Plusieurs paramètres du procédé de rectification influent sur les résultats de contraintes résiduelles tel que la profondeur de coupe (Figure I-38), la vitesse de la pièce (Figure I-39) et la vitesse de meule (Brosse, 2009), (Sallem and Hamdi, 2015), (Ji, K., Zhang, X., Yang, S., Shi, L., Wang, S., & Wu, 2017).

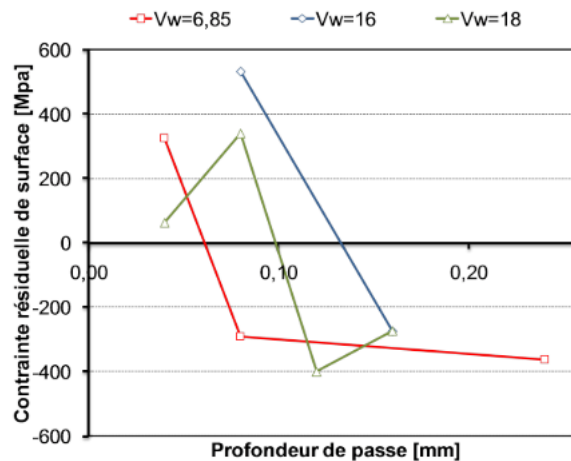


Figure I-38. Courbes des contraintes résiduelles de surface en fonction de la profondeur de passe (Brosse, 2009).

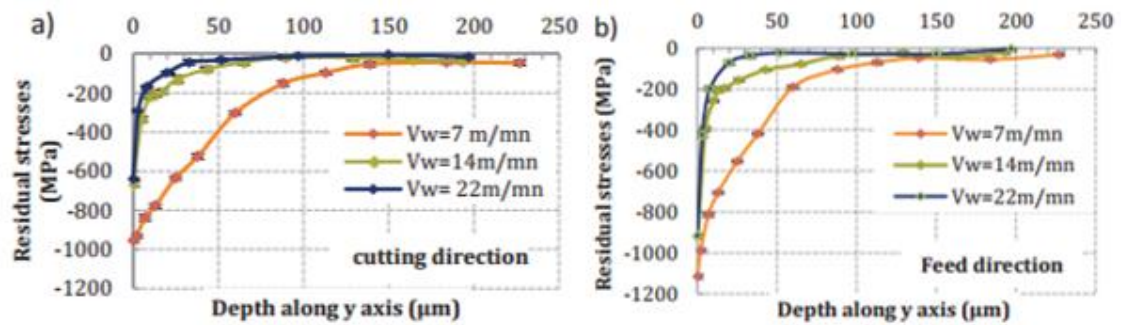


Figure I-39. Contraintes résiduelles mesurées pour différentes vitesses de la pièce (Sallem and Hamdi, 2015).

La lubrification a aussi un effet sur les contraintes résiduelles vu que la lubrification permet de réduire les contraintes résiduelles de traction et même d'obtenir des contraintes résiduelles de compression alors qu'elles étaient de traction pour les mêmes paramètres de rectification mais sans lubrification (Figure I-40).

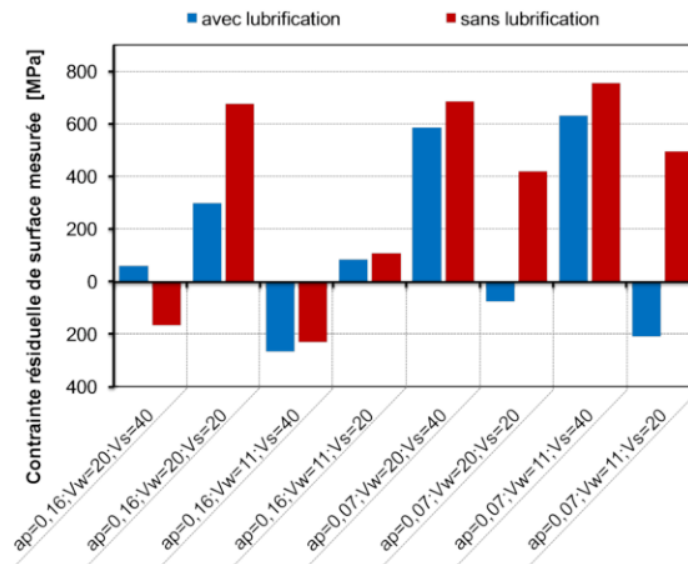


Figure I-40. Influence de la lubrification sur les contraintes résiduelles pour une rectification plane de pièces sans et avec lubrification (Brosse, 2009).

Le type de meule utilisé influe sur les contraintes résiduelles de compression (Figure I-41). Pour une meule SiC et pour des profondeurs de coupes de 0.04mm et 0.07 mm, les contraintes résiduelles sont de traction en surface et en profondeur alors qu'elles sont de compression lorsque la meule utilisée est de type CBN et pour les mêmes paramètres de rectification.

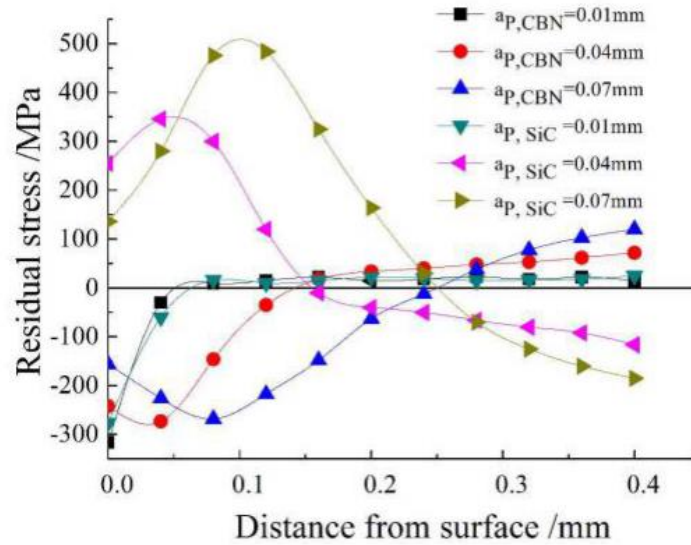


Figure I-41. Résultats de contraintes résiduelles après rectification de l'acier AISI 1045 pour différents profondeur de coupe et deux types de meule (Ji, K., Zhang, X., Yang, S., Shi, L., Wang, S., & Wu, 2017).

I.3.3 Modélisation du procédé de rectification

La modélisation du procédé de rectification peut être défini comme étant une représentation qui sert à connecter les causes aux effets (Tonshoff *et al.*, 1992). La modélisation décrivant le procédé de rectification sert à établir une relation entre les données d'entrée soit les paramètres de coupe (V_w, V_s, a_p, f) et les paramètres de sortie tels que la rugosité, les contraintes résiduelles et le gradient de température et cela dans le but de prévoir les résultats en avance.

Plusieurs approches du modèle de la rectification ont été développées et ont été classées en trois catégories par Brinksmeier (Brinksmeier *et al.*, 2006): heuristique, empirique et physique allant de l'échelle macroscopique à l'échelle microscopique (Figure I-42).

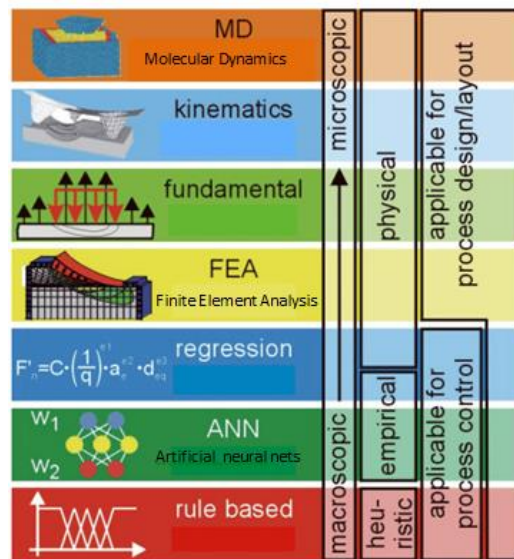


Figure I-42. Approches du modèle de rectification (Brinksmeier *et al.*, 2006).

I.3.3.1 Modèles empiriques

Les modèles empiriques qui décrivent le procédé de rectification se basent sur une approche expérimentale. À partir d'un plan d'expériences, il est possible de trouver des relations entre les conditions de rectification et les paramètres de sortie qui décrivent l'état de surface (Arrazola *et al.*, 2005) comme par exemple d'exprimer la rugosité en fonction du mode de rectification et des paramètres de coupe (Ben Fredj, Sidhom and Braham, 2006) ou d'étudier la distribution du flux thermique au cours de la rectification (Malkin, 1998), (Hamdi, Zahouani and Bergheau, 2004), (Brosse, 2009), (Youssef, 2012), (Fritsche and Bleicher, 2015).

I.3.3.2 Modèles physiques

- **Modèles analytiques**

L'approche analytique consiste à développer des modèles mathématiques en se basant sur la physique du procédé d'enlèvement de matière par abrasion (Badger and Torrance, 2000). La formulation du modèle thermique du procédé de rectification par les équations mathématiques se base sur les caractéristiques physiques liées à la pièce et à la meule tel que le coefficient de transfert thermique, la conductivité, la chaleur massique, le coefficient de transfert thermique par convection, etc.

Plusieurs modèles thermiques ont été développés dans le but est toujours de déterminer les champs de température dans la pièce rectifiée en résolvant l'Eq (I-21) de la conduction thermique.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(K(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \varphi_w = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (\text{I-21})$$

Avec :

K : Conductivité thermique

T (x, y, z, t) : Champ de Température

φ_w : Densité de flux thermique

ρ : Densité

C_p : Capacité thermique

Lors du passage de la meule, la pièce se réchauffe à cause du frottement existant entre les grains abrasifs de la meule et la surface de la pièce. Une partie de l'énergie thermique générée par le

frottement est transmise à la pièce par conduction alors qu'une autre partie est perdue dans l'environnement par convection. Le transfert thermique par convection est décrit par l'Eq (I-22) qui est en fonction des conditions initiales et aux limites : transfert thermique par convection décrit par le coefficient $h_{convective}$, température initiale de la pièce T et température de l'environnement T_0 .

$$\varphi_{convective} = h_{convective}(T - T_0) \quad (I-22)$$

Les équations mathématiques obtenues à partir du phénomène physique du procédé de rectification permettent de calculer le gradient de température induit par la rectification en fonction des conditions de coupe (Takazawa 1966), (Snoeys 1978), (Maksoud, 2005), (Malkin and Guo, 2007a) et aussi d'estimer les contraintes résiduelles en surface rectifiée (Kruszyński and Wójcik, 2001), (Li and Li, 2005).

La température maximale atteinte en rectification est estimée par l'Eq (I-23) en adaptant au procédé par abrasion la formulation développée par Jaeger lorsqu'il a considéré dans un problème 2D de transfert de température une source de chaleur en mouvement (Jaeger, 1942).

$$T'_{max} = \left(\frac{\pi K v}{2 \alpha q} \right) T_{max} = 3.543 B^{\frac{1}{2}} \quad (I-23)$$

$$B = \frac{v L_c}{2 \alpha} \text{ pour } B > 5 \quad (I-24)$$

Avec :

T'_{max} : température maximale à la surface.

K : conductivité thermique.

v : vitesse de la source de chaleur équivalente à la vitesse de la pièce.

α : diffusivité thermique.

q : flux thermique spécifique.

T_{max} : température maximale.

L_c : longueur de contact.

Le modèle de Jaeger a été par la suite développé par des études analytiques et numériques de la source thermique en mouvement (Malkin, 1998),(Lienhard and Lienhard, 2003),(Li and Li, 2005),(Brinksmeier *et al.*, 2006).

- **Modèle thermique**

Le procédé de rectification est un procédé mettant en œuvre une quantité d'énergie très importante par unité de volume de matière enlevée. Une partie de cette énergie de rectification entrera dans la pièce sous la forme de chaleur alors que le reste sera dissipé dans la formation des copeaux, dans la lubrification et dans la meule (S Kohli, Guo and Malkin, 1995),(Malkin and Guo, 2007a),(Klocke, 2013) .

Plusieurs chercheurs se sont intéressés au transfert thermique qui a lieu au moment de la rectification. Les modèles thermiques de rectification proposés se basent sur le modèle 2D général (Jaeger, 1942). Ce modèle consiste à faire déplacer un flux de chaleur uniforme, dit rectangulaire, sur la surface d'une pièce semi-infinie (Figure I-43). Il s'agit par la suite d'étudier analytiquement les résultats de la température. Ce modèle est valable aussi pour la rectification cylindrique vu que la longueur de contact est très inférieure au diamètre de la pièce et donc à son périmètre.

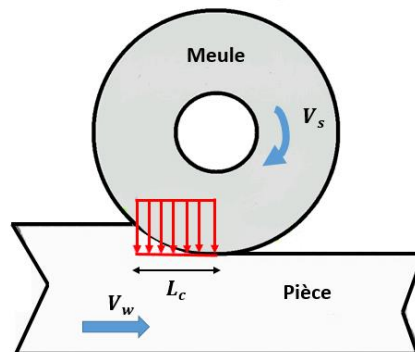


Figure I-43. Modèle général.

I.3.3.3 Modèle numérique

Contrairement aux approches empiriques et analytiques déterminés à partir des essais expérimentaux, l'approche numérique permet d'étudier les conséquences induites par l'enlèvement de matière par abrasion à partir des simulations numériques par la méthode des éléments finis.

Deux approches de simulations numériques du procédé de rectification existent: une approche locale ou microscopique qui consiste à considérer l'effet d'un seul grain abrasif actif (Figure I-44(a)) alors que l'approche globale ou macroscopique qui consiste en la modélisation de

l'action de la meule composée de plusieurs grains abrasifs sur la pièce par une source mobile de chaleur (Figure I-44(b)).

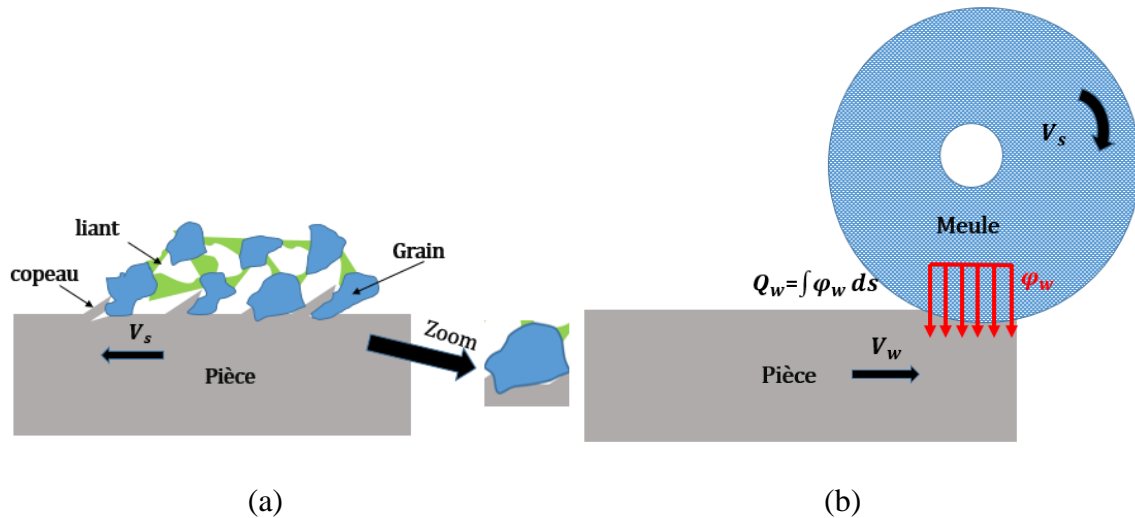


Figure I-44. Modélisation du procédé de rectification (a) approche locale (b) approche globale.

La différence entre ces deux approches est que la modélisation microscopique prend en considération l'action mécanique d'un seul grain abrasif (Figure I-45) par un essai de rayage (Tahsin Tecelli Öpöz, 2005),(Zhu, Yan and Li, 2014),(Sun *et al.*, 2015),(Xiang *et al.*, 2017) alors que la modélisation macroscopique consiste à prendre en considération l'effet des chargements thermomécaniques équivalents (Figure I-46).

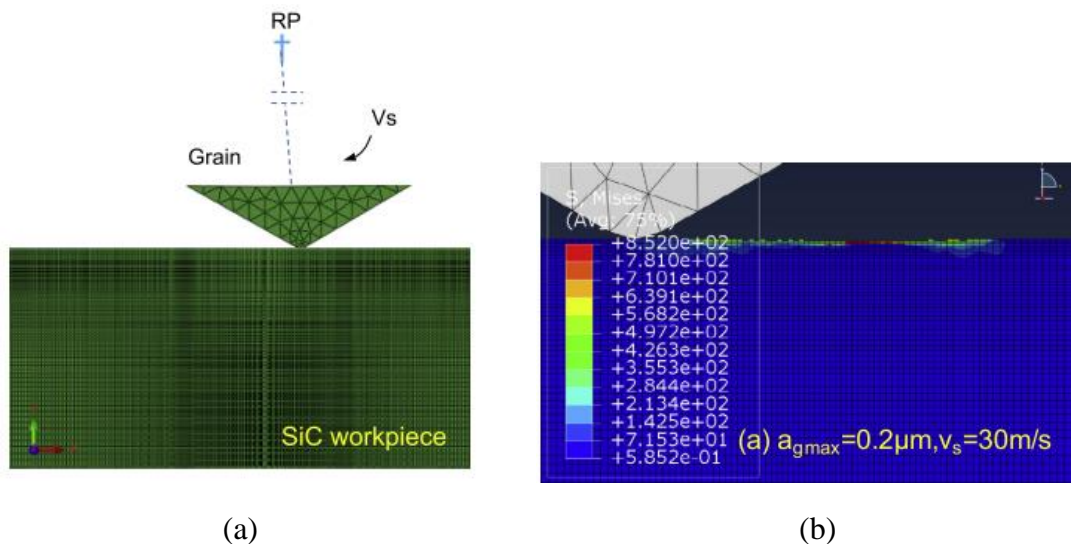


Figure I-45. (a) Action mécanique d'un seul grain abrasif, (b) résultats numériques d'un seul grain abrasif (Zhu, Yan and Li, 2014).

L'effet thermique de la meule est modélisé par une source thermique (flux thermique) en déplacement sur la surface de la pièce (Hamdi, Zahouani and Bergheau, 2004),(Y. Wang *et al.*,

2019) avec une vitesse égale à la vitesse de la pièce. Plusieurs modèles de distribution du flux thermique existent dans la littérature (Tableau I-2).

Tableau I-2. Différents profils de la distribution de la source thermique.

Forme du flux	Flux triangulaire	Flux uniforme	Flux elliptique
Illustrations			

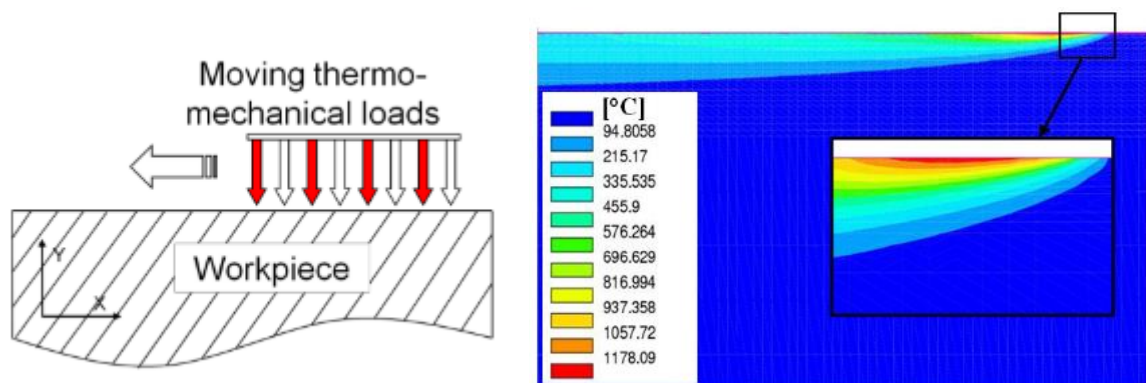


Figure I-46. (a)Chargement thermomécanique équivalent, (b) résultats numériques de la température de rectification (Brosse, Hamdi and Bergheau, 2008).

D'autres approches de la modélisation du procédé de rectification existent tels que la modélisation de la topographie de la surface qui consiste à générer la surface rectifiée à partir du grain abrasif (Figure I-47), de modéliser le grain abrasif afin de mieux prévoir la force de rectification (Zhang *et al.*, 2017) ou même de modéliser la composition de la meule (Klocke, Barth, *et al.*, 2016) pour estimer l'énergie de rectification (Klocke, Wrobel, *et al.*, 2016).

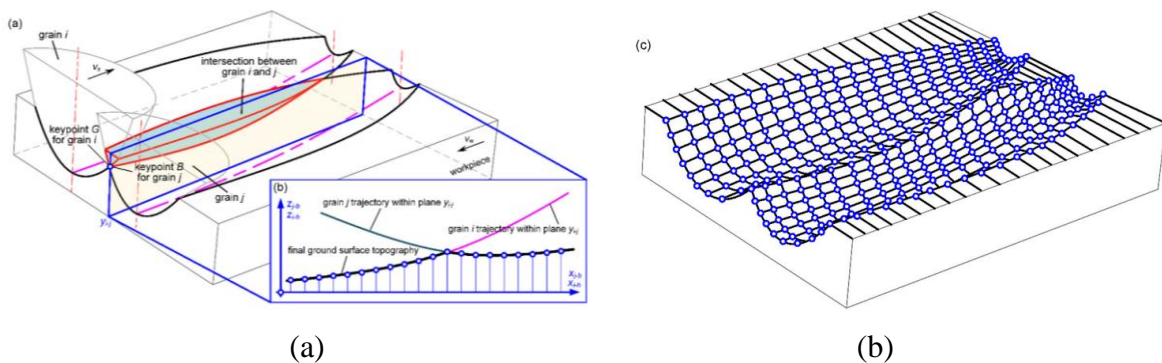


Figure I-47. (a) Génération de la topographie de la surface rectifiée à partir d'un grain, (b) modélisation de la force de rectification (Zhu *et al.*, 2017).

Suite au procédé de rectification, les contraintes résiduelles générées peuvent être de traction. Dans le but d'améliorer ces états de contraintes, plusieurs études se sont focalisées sur la prédiction et l'optimisation des forces de rectification. Les résultats de contraintes résiduelles de la rectification sont liés à la nature du contact entre la pièce et la meule et aux forces de rectification appliquées. Les forces de rectification apparaissent au moment où la meule s'engage dans la pièce et dépendent de la vitesse de la pièce, de la vitesse de la meule et des caractéristiques de la meule, etc.

Dans la littérature, la prédiction des forces générées au cours de la rectification est divisée en deux catégories l'une à l'échelle microscopique et l'autre à l'échelle macroscopique. La différence entre ces deux modélisations est que la modélisation macroscopique de la force prend en considération les informations basiques liés à la meule, à la pièce et à la rectifieuse alors que la modélisation microscopique se base sur le mécanisme de coupe, la topographie de la meule, le nombre de grain de la meule, la longueur de contact entre la meule et la pièce, etc.

Pour modéliser la force de rectification il existe plusieurs approches : expérimentale, énergétique, statistique, etc.

- Approche expérimentale

Plusieurs chercheurs ont observé que les forces générées au cours de la rectification sont réparties en 3 actions : frottement, labourage et découpe et ont pu déterminer expérimentalement la relation existante entre ces 3 actions de la force et de l'enlèvement de matière (Figure I-48) (Hahn, R. S. and Lindsay, 1971).

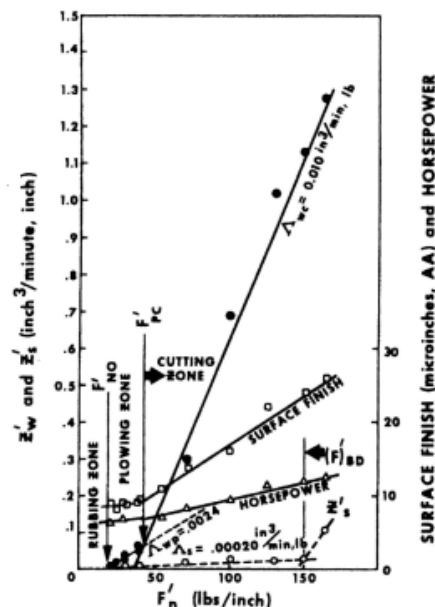


Figure I-48. Graphe de la force normale de rectification en fonction du débit de copeaux et de la finition de surface (Hahn, R. S. and Lindsay, 1971).

La force tangentielle est exprimé selon (Hahn, 1962) en fonction du taux d'enlèvement de matière par l'Eq (I-25).

$$Z_w = WRP_w(F_t - F_{t0}) \quad (I-25)$$

Hahn et Lindsay ont pu aussi déterminer la force normale de rectification dans l'Eq (I-26) en fonction du paramètre d'enlèvement de matière WRP_w en $m^3 s^{-1} N^{-1}$.

$$F_n = \frac{R_v}{WRP_w} \quad (I-26)$$

Ce paramètre a été développé par Lindsay (Lindsay, 1971) dans l'Eq (I-27). Grâce à ce paramètre il est possible de déterminer expérimentalement la combinaison de la vitesse de travail et de la force normale qui permettent de travailler dans une région où le risque d'apparition de fissure est faible (Figure I-49) (Robert I. King, 1986).

$$WRP_w = \frac{7.93 * 10^5 * \left(\frac{V_w}{V_s}\right)^{0.158} * \left[1 + \frac{4a_p}{3f}\right] * f^{0.58} * V_s}{d_e^{0.14} V_b^{0.47} d_g^{0.13} R_{kc}^{1.42}} p \quad (I-27)$$

$$d_g = \frac{0.0254}{\text{taille des grains}} m \quad (I-28)$$

$$V_b = 1.33H_n + 2.2S_n - 8 \quad (I-29)$$

Avec :

R_{kc} : Dureté Rockwell du matériau de la pièce.

V_b : Pourcentage du volume du matériau de liaison de la meule.

S_n : Nombre de structure de la meule.

H_n : Dureté de la meule.

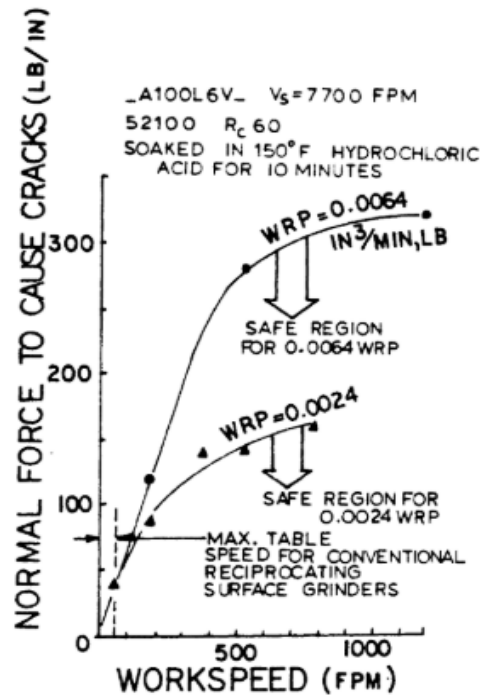


Figure I-49. Courbes de force normale en fonction de la vitesse de la pièce (Robert I. King, 1986).

Dans le but de prévoir la force normale de rectification pour les matériaux faciles à rectifier, Hahn a développé un modèle, Eq (I-30) (Hahn, 1966).

$$F_n = \frac{\Pi * D_w * v_f}{WRP} + F_{n0} \quad (I-30)$$

Avec :

F_n force normale

D_w diamètre de la pièce

v_f vitesse d'avance

WRP paramètre d'enlèvement de matière

F_{n0} seuil de la force normale

Ce modèle de force de rectification a été développé en fonction de l'épaisseur du copeau par Peters (Eq (I-31)). La force équivalente de la formation du copeau correspond à l'enlèvement par la meule d'une couche du matériau ayant la forme d'un copeau (Snoeys, R., Peters, J., Inst., V. W. and Decneut, 1974),(Peters, J. and Aereens, 1980).

$$F'_n = F_2 \left(\frac{V_w a_p}{V_s} \right)^f = F_2 \left(\frac{Q'_w}{V_s} \right)^f = F_2 (h_{eq})^f \quad (I-31)$$

Avec

F'_n force normale spécifique

F_2 et f constantes déterminés pour chaque meule, pièce et conditions de rectification.

V_w vitesse de la pièce

a_p profondeur de coupe

V_s vitesse de la meule

Q'_w taux d'enlèvement de matière volumique par unité de longueur

h_{eq} épaisseur de copeau équivalente

La force normale et tangentielle dans le cas d'ébavurage par rectification sont déterminés par les équations (I-32) et (I-33) (Lee, Huang and Lu, 1993).

$$F_n = \frac{2K_c}{D} \left(\frac{V_w}{V_s} \right) A_w + 2K_f a_p L_c \quad (I-32)$$

$$F_t = \frac{2\varphi K_c}{D} \left(\frac{V_w}{V_s} \right) A_w + 2\mu K_f a_p L_c \quad (I-33)$$

A_w aire de la zone de contact

K_c force de formation de copeau par surface

K_f force de frottement par surface

μ coefficient de frottement

φ rapport entre la force tangentielle et la force normale de formation de copeau donnée par l'Eq (I-34).

$$\varphi = \frac{\Pi}{4 \tan\theta} \quad (I-34)$$

Où θ est la moitié de l'angle au sommet du grain.

Un autre modèle des forces de rectification consiste à diviser la force normale et tangentielle de rectification en force de coupe et force de glissement (Eq (I-35)) (Malkin, S. Guo, 2008) .

$$F_t = F_{t,c} + F_{t,sl} \quad (I-35)$$

$$F_n = F_{n,c} + F_{n,sl}$$

$F_{t,c}$ et $F_{n,c}$ force tangentielle et normale de formation de coupe (Eqs (I-36) et (I-37)).

$F_{t,sl}$ et $F_{n,sl}$ force tangentielle et normale de glissement.

$$F_t = F_{t,c} + \mu \bar{p} b \sqrt{d_e a_p} A \quad (I-36)$$

$$F_n = F_{n,c} + \bar{p} A_a \sqrt{d_e a_p} A \quad (I-37)$$

$$A_a = b \sqrt{d_e a_p} A = b l_c A \quad (I-38)$$

μ et \bar{p} caractéristiques de contact entre la meule et la pièce déterminés expérimentalement.

A_a aire de contact entre la meule et la pièce (Eq (I-38)).

- **Approche énergétique**

L'effet du grain actif sur la pièce passe par 3 étapes : formation du copeau, labourage et glissement (Figure I-50).

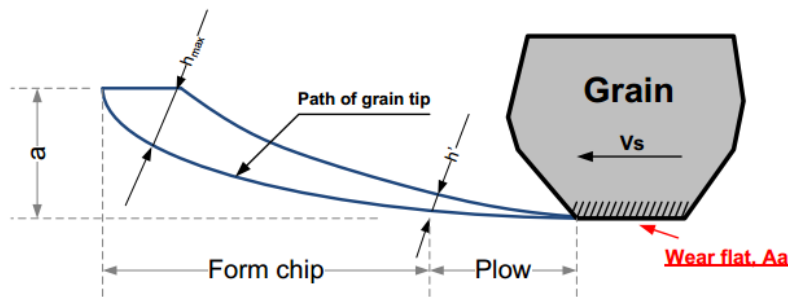


Figure I-50. Illustration de la formation du copeau (Li, 2010).

L'énergie consommée au cours de l'enlèvement de matière par le grain actif est la somme des énergies propres à chaque étape (Eq (I-39)).

$$u = u_{\text{formation du copeau}} + u_{\text{labourage}} + u_{\text{glissement}} \quad (I-39)$$

Par observation du copeau formé suite à la rectification, il semble qu'une partie du matériau a fondu pour être par la suite arraché (Malkin, S., Cook, 1971). Cela justifie l'existence d'une relation entre l'énergie de coupe qui présente environ 75% de l'énergie de fusion de la plupart des matériaux métalliques.

L'énergie spécifique de formation de copeau est exprimé par l'Eq (I-40) (Malkin, S., Cook, 1971).

$$u_{ch} = \frac{F_{t,ch} v_s}{v_w a_p b} \quad (I-40)$$

L'énergie spécifique de rectification est déterminée en fonction des forces de coupes et de l'épaisseur de copeaux (Eq (I-41)) (Tanguy, 1985).

$$E_{sp} = \frac{P}{Z} = \frac{F_t V_c}{Z} \simeq \frac{F_t V_s}{Z} = \frac{F'_t V_s}{Z'} = \frac{F'_t}{h_{eq}} \quad (I-41)$$

Avec :

$$F'_t = F'_{t0} h_{eq}^n = \frac{F_t}{b} \quad (I-42)$$

Où :

F'_t et n constantes du modèle déterminés par Tanguy.

Ainsi l'énergie spécifique est exprimée par l'Eq (I-43).

$$E_{sp} = F'_{t0} h_{eq}^{n-1} \quad (I-43)$$

- **Approche statistique**

L'Eq (I-44) exprime la force de rectification en fonction de la profondeur de coupe a_p , du diamètre équivalent d et du rapport de vitesse (Tonshoff, Friemuth and Becker, 2007) .

$$F = C \cdot N \cdot h = C' \cdot \left(\frac{1}{q}\right)^D \cdot a_p^E \cdot \left(\frac{1}{d}\right)^F \quad (I-44)$$

C : constante associé au procédé déterminée à partir des expériences

N : nombre de grains actives

h : épaisseur de copeau générée par un grain actif

C' : constante associée au procédé déterminée à partir des expériences

q : rapport de vitesse : vitesse de la meule divisée par la vitesse de la pièce

I.4 Étude du procédé de galetage

I.4.1 Procédé de galetage

I.4.1.1 Principe du procédé de galetage

Le galetage est un procédé purement mécanique de finition et de renforcement sans enlèvement de matière. Il met en œuvre des déformations plastiques localisées suite à l'application d'une pression sur une bille (Figure I-51(a)), sur un galet ou sur un rouleau (Figure I-51(b)), placés sur une surface métallique moins dure. Cette technique remédie aux détériorations de la pièce en améliorant la finition de surface, la dureté et augmente la résistance à l'usure et à la fatigue (Wierzchowski, Ostertag and Wagner, 2002), (Nalla *et al.*, 2003), (Majzoobi, Zare Jouneghani and Khademi, 2016a), (Yuan and Li, 2017), (Fu and Liang, 2019), (Maximov and Anchev, 2014) grâce aux contraintes résiduelles de compression introduites.

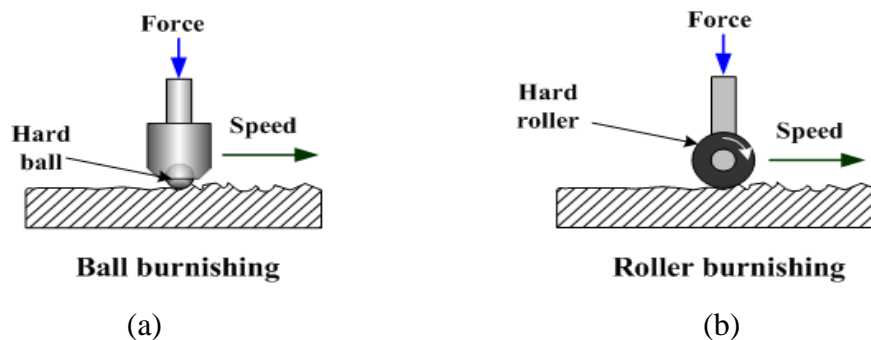


Figure I-51. (a) Procédé de galetage à bille, (b) Procédé de galetage à rouleau (2).

Contrairement à l'abrasion duquel résulte un arrachement de matière, le galetage travaille plutôt par déplacement de matière. Le principe de galetage consiste à repousser dans les vallées, les pics microscopiques laissés par l'outil de coupe créant ainsi une surface plus régulière et plus résistante à l'usure (Figure I-52).

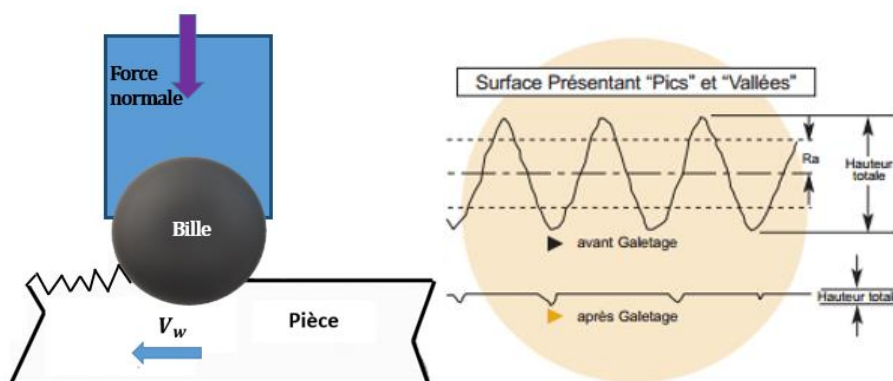


Figure I-52. Principe de galetage.

Le procédé consiste à un ou plusieurs éléments roulants pressés contre la pièce. L'effort de galetage généré par ces éléments roulants va créer une contrainte de contact desquels résulte une déformation. Si cette contrainte dépasse la limite d'élasticité, le matériau subira des déformations plastiques (Grochała, Berczyński and Grządziel, 2017).

Trois zones peuvent être considérées au moment du galetage (Figure I-53) qui sont expliqués dans le Tableau I-3.

Tableau I-3. Signification de chaque zone affectée par le procédé de galetage.

Zone A	Zone B	Zone C
La force de compression du rouleau crée une contrainte qui déforme élastiquement le matériau.	La limite d'élasticité est atteinte ce qui entraîne la déformation irréversible du matériau.	La pression de contact diminue, d'où la décharge du matériau jusqu'à annulation de la déformation élastique.

La localisation de la déformation sur la surface génère des contraintes résiduelles de compression (Figure I-53) favorables à la tenue en fatigue de la pièce.

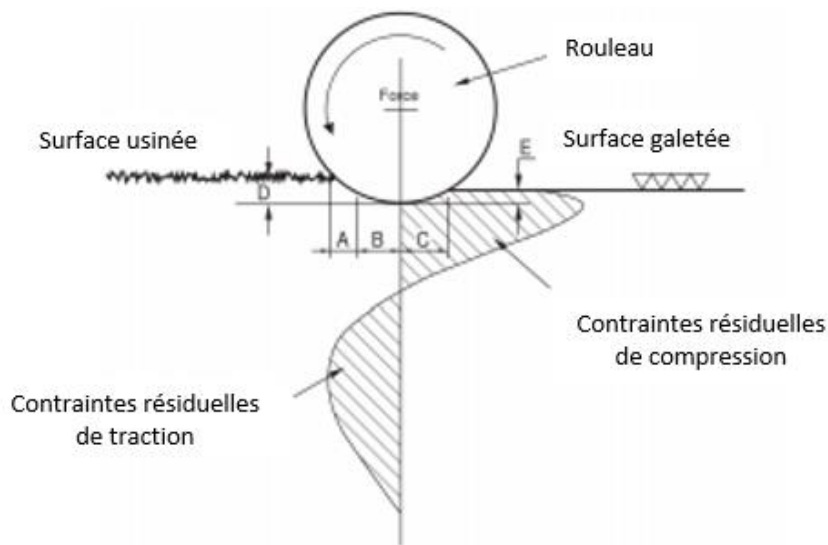


Figure I-53. Zones de galetage (Malleswara Rao, Chenna Kesava Reddy and Rama Rao, 2011).

I.4.1.2 Outils de galetage

Les outils de galetage peuvent être classés en plusieurs catégories selon leurs utilités.

Outils de galetage pour surfaces intérieures :

- Galetage d'alésage débouchant ;
- Galetage d'alésage borgne ;
- Galetage de micro- alésage débouchant ou borgne.

Outils de galetage pour surfaces extérieures :

- Galetage d'arbre ;
- Outil de Tour : Galetage de surface hyperplan ;
- Outil de Tour : Galetage de surface complexe ;
- Outil à charioter : Galetage de Matériaux très durs.

I.4.1.3 Types de procédé de galetage

Selon l'objectif désiré, il existe trois types d'opérations de galetage :

- **Galetage de précision de surface :**

Appelé aussi galetage de super finition, brunissage ou lissage utilisé dans le but d'améliorer l'état de surface de la pièce sans pour autant modifier la forme.

- **Galetage de précision dimensionnelle :**

C'est un galetage de forme qui permet le calibrage géométrique, modifier la forme initiale de la pièce ou même effectuer des corrections à la pièce usinée.

- **Galetage de renforcement :**

Le galetage de renforcement est utilisé pour améliorer les caractéristiques mécaniques de la pièce en augmentant la résistance à la fatigue des pièces soumises à des contraintes élevées.

I.4.1.4 Paramètres de galetage

- **Paramètres principaux**

Les paramètres de galetage d'une pièce cylindrique (Figure I-54 (a)) et d'une pièce plane (Figure I-54 (b)) sont l'effort normal de galetage F_b , la vitesse d'avance f_b , le nombre de passes n_p , la vitesse de rotation ω , la vitesse tangentielle de galetage V_b et le rayon de bille R .

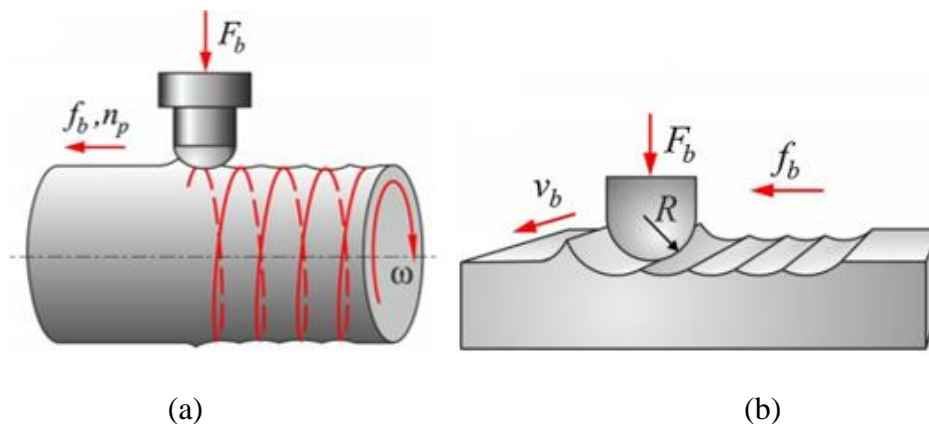


Figure I-54. Paramètres de galetage : (a) d'une pièce cylindrique, (b) d'une pièce à surface plane (Kuznetsov, Tarasov and Dmitriev, 2015) .

- **Paramètres secondaires**

Le durcissement d'un métal sous l'effet de sa déformation plastique appelé écrouissage est dans le procédé de galetage décrit par la capacité d'un matériau à s'entasser (pile-up). La capacité d'un métal à s'écrouir est estimée par le coefficient d'écrouissage n .

Le degré de l'entassement (pile-up) ou de l'enfoncement (sink-in) est décrit par le paramètre c^2 (Eq (I-45)) qui est la relation entre la surface de contact et la profondeur de pénétration totale de la bille (Figure I-55).

Lorsque $c^2 > 1$ on parle d'entassement.

$$c^2 = \frac{a_h^2}{2Rp_h} \quad (I-45)$$

Avec :

R : Rayon de la bille.

a_h : Largeur du trajet.

p_h : Profondeur de pénétration de la bille.

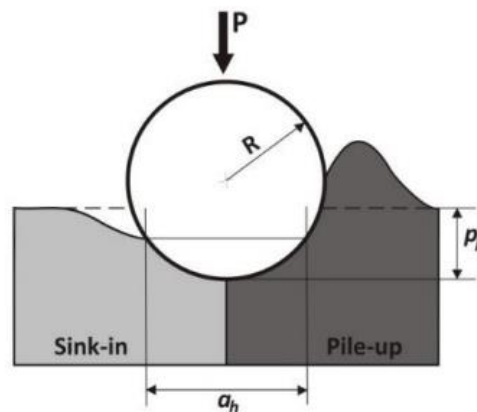


Figure I-55. Zones d'enfoncement (sink-in) et d'entassement (pile-up) suite au galetage à bille (Gomez-Gras, Travieso-Rodriguez and Jerez-Mesa, 2015).

I.4.1.5 Force, pression et paramètres de contacts du procédé de galetage

La force de galetage est exprimée dans l'Eq (I-46) en fonction de la pression d'admission P appliquée à la bille illustrée dans la Figure I-56.

$$F_b = \Pi R_{ball}^2 P \quad (I-46)$$

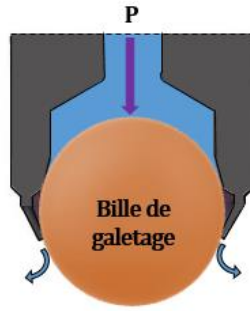


Figure I-56. Pression d'admission appliquée à la bille de galetage.

De nombreux auteurs (Guo and Barkey, 2004a),(Rami, 2017) expriment les paramètres de contact tels que la pression maximale de contact P_0 , l'enfoncement maximal δ et le diamètre de contact $2a$ en utilisant la théorie de contact de Hertz (Figure I-57).

La pression de contact maximale P_0 entre la bille et la pièce est alors exprimée en fonction de la force de galetage par l'Eq (I-47) alors que l'enfoncement maximal de la bille noté δ est calculé par l'Eq (I-48) en fonction du diamètre de l'aire de contact circulaire $2a$ (Eq(I-49)).

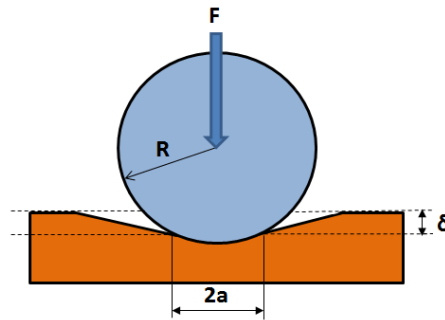


Figure I-57. Paramètres de contacts de la théorie de contact de Hertz.

$$P_0 = \frac{3 F_b}{2 \Pi a^2} \quad (\text{I-47})$$

$$\delta = \frac{a^2}{R_{\text{ball}}} \quad (\text{I-48})$$

$$2a = 2 \left(\frac{3 F_b R}{4 E^*} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (\text{I-49})$$

Avec:

$$E^* = \left(\frac{1 - \nu_{\text{workpiece}}^2}{E_{\text{workpiece}}} + \frac{1 - \nu_{\text{ball}}^2}{E_{\text{ball}}} \right)^{-1} \quad (\text{I-50})$$

$$\frac{1}{R} = \left(\frac{1}{R_{\text{workpiece}}} + \frac{1}{R_{\text{ball}}} \right) \quad (\text{I-51})$$

Une autre approche de calcul de la pression de contact maximale est proposée par (Hiegemann et al. 2014), en se basant sur l'équilibre des forces dans la direction de galetage (Figure I-58) en supposant que la force de galetage est égale à la force nominale de contact Eq (I-52).

$$F_{ball} = F_{nominal\ contact\ area} \quad (I-52)$$

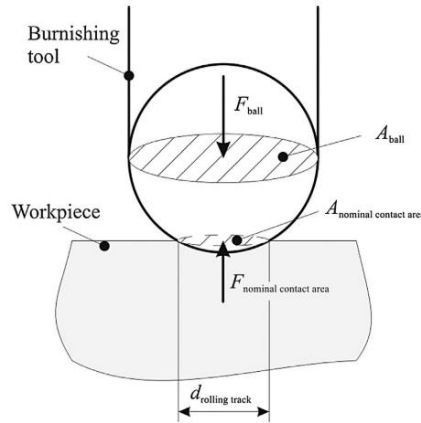


Figure I-58. Équilibre des forces dans la direction de galetage (Hiegemann *et al.*, 2014).

La pression moyenne de contact est calculée par l'Eq (I-53) comme étant le rapport entre la force de galetage et l'aire de contact entre la bille et la pièce (Eq (I-54)) alors que la pression maximale de contact est calculée par l'Eq (I-55).

$$P_{nominal\ contact\ average} = \frac{F_{ball}}{A_{nominal\ contact\ area}} \quad (I-53)$$

$$A_{nominal\ contact\ area} = \frac{d_{rolling}^2 \cdot \pi}{4} \quad (I-54)$$

$$P_{nominal\ contact\ area\ max} = \frac{6}{\pi} \cdot \frac{F_{ball}}{d_{rolling\ track}^2} \quad (I-55)$$

I.4.2 Effet du procédé de galetage sur l'intégrité de surface

I.4.2.1 Topographie de la surface

Le procédé de galetage améliore la topographie de la surface par l'aplatissement des pics microscopiques laissés par l'outil de coupe (Figure I-59 (a)) ce qui permet ainsi d'avoir une surface galetée plus lisse avec un aspect miroir (Grzesik and Zak, 2012),(Zhang, Bugtai and Marinescu, 2015),(Nestler and Schubert, 2018),(Dzionk, Scibiorski and Przybylski, 2019) et ayant moins d'aspérités (Figure I-59 (b)).

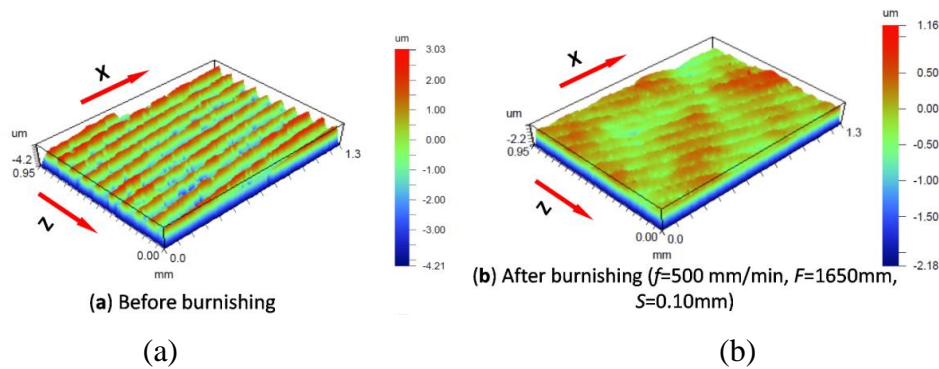


Figure I-59. (a) Topographie de la pièce avant galetage, (b) Topographie de la pièce après galetage obtenues par un profilomètre optique (Uddin *et al.*, 2018).

Le procédé de galetage améliore l'état de la surface mais dépend de la force de galetage, du nombre de passes, de la vitesse de galetage et de la vitesse d'avance. L'effort de galetage est l'un des paramètres le plus influent sur la rugosité de surface et sur la micro-dureté avec 71.59% (Figure I-60) suivi du nombre de passes avec 15.75%, l'avance avec 10.26% et la vitesse de galetage avec 2.14% (Esme, 2010).

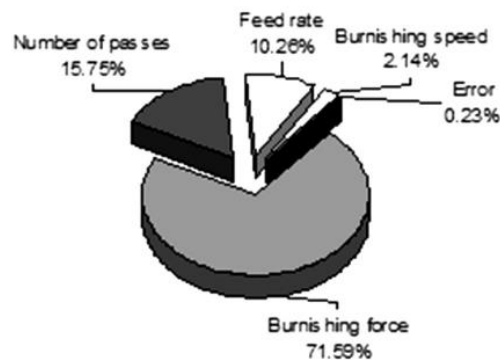


Figure I-60. Pourcentage des effets des paramètres de galetage sur la rugosité de surface et la micro-dureté (cas du galetage à bille de l'alliage d'Aluminium 7075) (Esme, 2010).

- **Effet de l'effort de galetage sur la rugosité**

Les efforts de galetage peuvent être générés à partir de l'effort de rappel d'un ressort ou à partir d'une pression hydrostatique appliquée sur la bille ou le galet de galetage. La valeur de l'effort de galetage dépend de la forme et la dimension de l'outil de galetage utilisé mais aussi des propriétés de la pièce.

L'effort de galetage influe sur les propriétés mécaniques et topographiques de la pièce par la modification de la rugosité. La rugosité de surface après galetage diminue lorsque l'effort de galetage augmente (Figure I-61). Ceci peut être expliqué par le fait que lorsque la force de galetage augmente, la pression locale au niveau des aspérités est bien plus grande conduit à son écrasement et à un déplacement du métal vers les vallées (Revankar *et al.*, 2014).

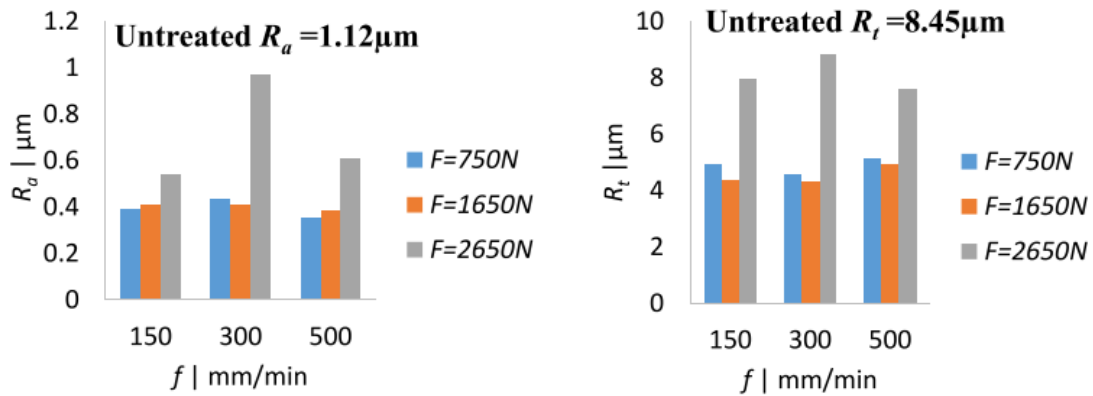


Figure I-61. Effet de la force de galetage sur la rugosité (Uddin *et al.*, 2018).

Cependant, à partir d'un certain seuil de force la rugosité de la surface se dégrade (Hassan and Momani, 2000), (Gharbi *et al.*, 2012), (Revankar *et al.*, 2014).

Une combinaison d'une force de galetage, d'une vitesse de galetage et d'une vitesse d'avance très élevées a un effet néfaste sur la rugosité de la surface (Figure I-62). Car à partir d'un certain seuil, la rugosité augmente (Figure I-62). Cette limite dépend de la nature du matériau ainsi que de sa capacité à se déformer plastiquement. Car pour des valeurs de force de galetage trop importantes, la bille de galetage pénètre davantage dans la pièce et crée des déformations plastiques répétitives entraînant une augmentation du durcissement de surface puis causant son écaillage d'où une augmentation de la rugosité.

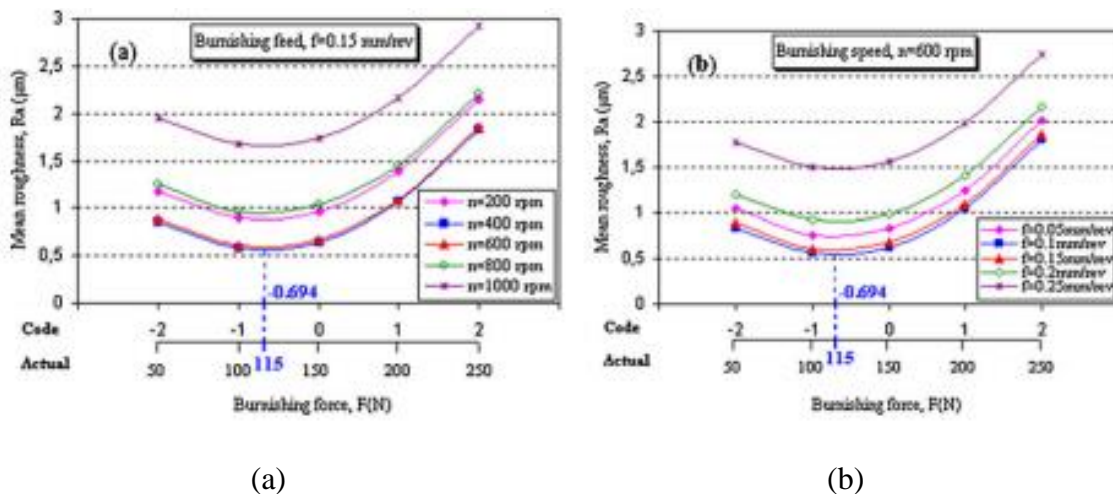


Figure I-62. Effet de la force de galetage à bille sur la rugosité moyenne de l'Aluminium 1050 A pour (a) différentes vitesses de galetage et (b) différentes vitesses d'avance (Gharbi *et al.*, 2012).

• **Effet du nombre de passes sur la rugosité**

La rugosité diminue en augmentant le nombre de passes car lorsque le nombre de passes augmente, les aspérités subissent plus de fois la bille et s'aplatissent davantage pour aboutir à une surface homogène. Là encore il existe un seuil au-delà duquel les effets sont inversés

(Malleswara Rao, Chenna Kesava Reddy and Rama Rao, 2011), (Revankar *et al.*, 2014). En effet, si le nombre de passes dépasse une certaine limite (Figure I-63 (a) et (b)), un durcissement excessif de la surface peut causer un écaillage. Cette dégradation mécanique dépend du type de matériau et de la technique de galetage utilisée.

Exemple : Pour le cas d'un galetage à rouleau d'une pièce en acier doux, la rugosité atteint un minimum pour 5 passes (Figure I-63 (a)) alors que pour le galetage à bille d'un alliage de Titane, la rugosité est à son minimum pour 3 passes (Figure I-63 (b)).

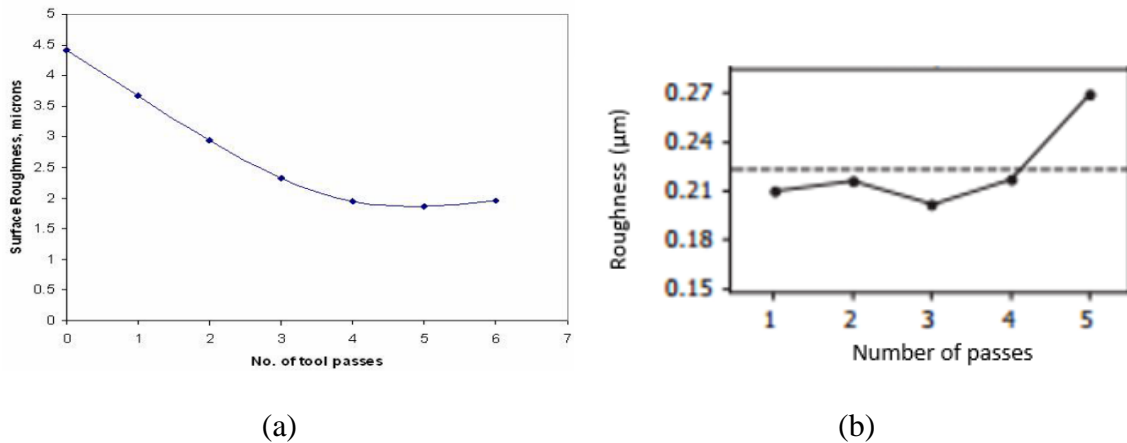


Figure I-63. Variation de la rugosité en fonction du nombre de passes (a) galetage à rouleau d'une pièce en acier doux (Malleswara Rao, Chenna Kesava Reddy and Rama Rao, 2011), (b) galetage à bille d'une pièce en alliage de Titane (Revankar *et al.*, 2014).

Une combinaison de faibles valeurs du nombre de passes et de force de galetage permet une réduction considérable de la rugosité de la surface galetée (Figure I-64).

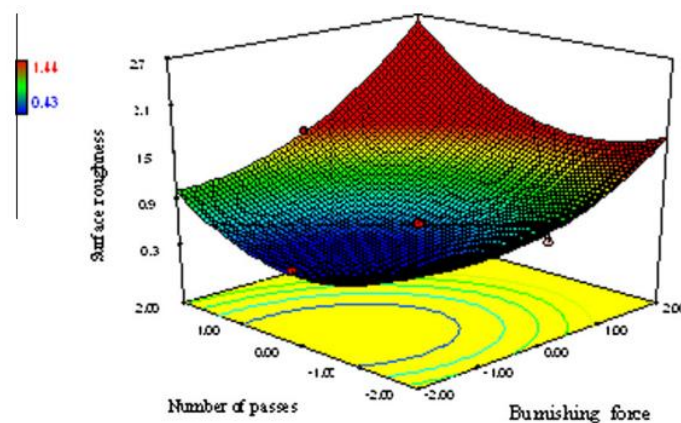


Figure I-64. Courbe 3D de la rugosité pour un galetage à bille de pièce en alliage d'aluminium 7178 (Sagbas, 2011).

- **Effet du taux de recouvrement sur la rugosité**

Le taux de recouvrement caractérise la capacité de l'outil à repasser là où il est déjà passé. Plus les passages de bille se rapprochent, plus le taux de recouvrement augmente, moins il y'a de

pic ce qui assure l'obtention d'une meilleure rugosité pour des pas d'avance plus faibles de l'outil de galetage (Figure I-65).

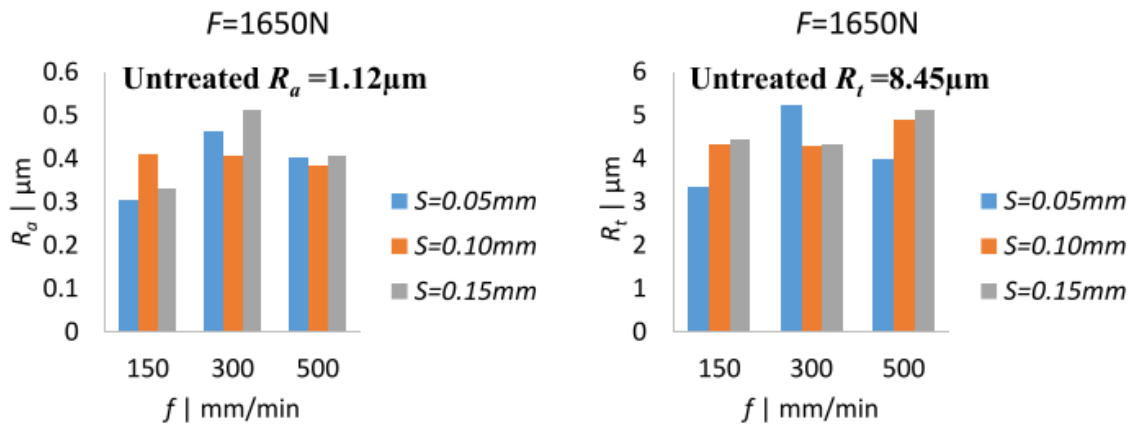


Figure I-65. Résultats de rugosité pour différents pas d'avance de l'outil de galetage S (Uddin *et al.*, 2018).

• **Effet de la vitesse d'avance sur la rugosité**

La rugosité de la surface galetée augmente lorsque la vitesse d'avance augmente (Bouzid Saï and Saï, 2005a),(Grzesik and Zak, 2013),(Gharbi *et al.*, 2012),(Revankar *et al.*, 2014). Comme le procédé de tournage, la rugosité augmente avec la vitesse d'avance pour une opération de tournage suivie de galetage (Figure I-66).

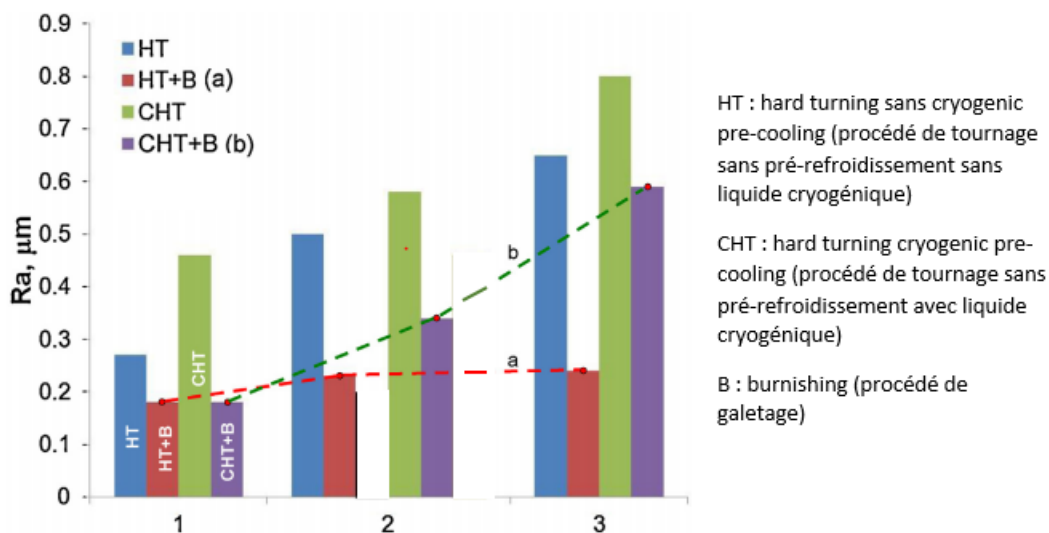


Figure I-66. Comparaison de rugosité pour différents procédés en fonction des vitesses d'avance: (1) $f_t=0.075$ mm/tour, (2) $f_t=0.1$ mm/tour, (3) $f_t=0.125$ mm/tour (Grzesik and Zak, 2013).

La rugosité de la surface galetée atteint un minimum pour une valeur optimale de la vitesse d'avance (Gharbi *et al.*, 2012). En ce point optimum et lorsque la force de galetage est fixe, la rugosité atteint un minimum pour une vitesse de galetage plus faible (Figure I-67(a)) et lorsque

la vitesse d'avance de galetage est fixe, la rugosité atteint un minimum pour une force de galetage faible (Figure I-67(b)). Cela peut être expliqué par le fait que pour de faibles valeurs de la vitesse d'avance, la distance entre les traces successives laissées par la bille de galetage est petite et la bille passe en partie sur la trace précédente ce qui réduit la rugosité de surface. Alors que, lorsque la vitesse d'avance est élevée la distance entre les traces laissées par la bille lors du galetage est importante.

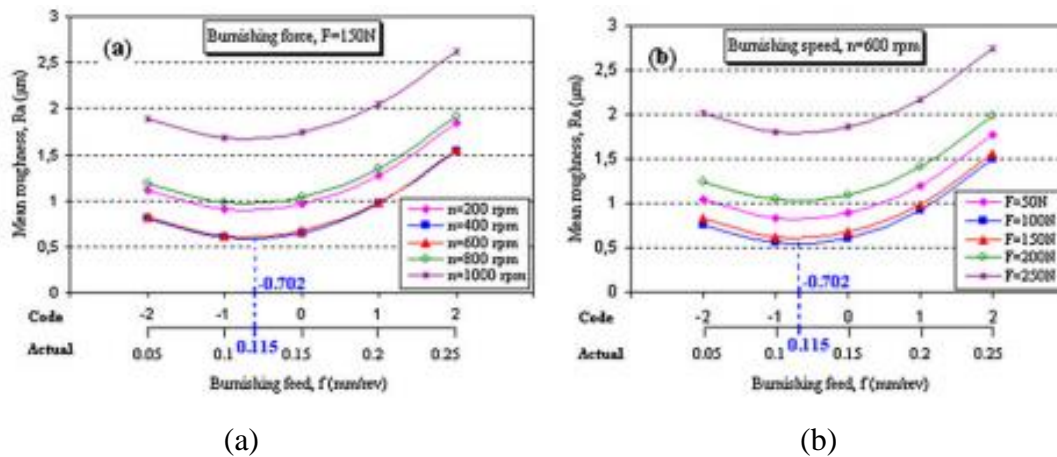


Figure I-67. Effet de la vitesse d'avance sur la moyenne de rugosité (a) à différentes vitesses de galetage (b) à différentes forces de galetage à bille de pièces en Aluminium 1050 A (Gharbi *et al.*, 2012).

- **Effet de la vitesse de galetage sur la rugosité**

La rugosité est réduite pour une valeur optimale (en général faible) de la vitesse de galetage (Figure I-68). Une vitesse de galetage au-dessus de la valeur optimale cause une augmentation de la température au niveau de la zone de contact bille/pièce ce qui peut modifier la microstructure (Gharbi *et al.*, 2011),(Fu *et al.*, 2014) de la pièce pouvant entraîner ainsi une hausse des valeurs de la rugosité de surface.

Lorsque la vitesse de galetage est faible, la bille de galetage a une meilleure opportunité de traiter les altérations de la surface (Bouزيد Saï and Saï, 2005b),(Dzierwa and Markopoulos, 2019) ce qui réduit la rugosité. Cependant pour des valeurs de vitesse de galetage élevées, le temps destiné à l'outil pour lisser plus d'irrégularités de surface est réduit ce qui entraîne une hausse de la rugosité comparée à la rugosité obtenue pour de faible vitesse de galetage.

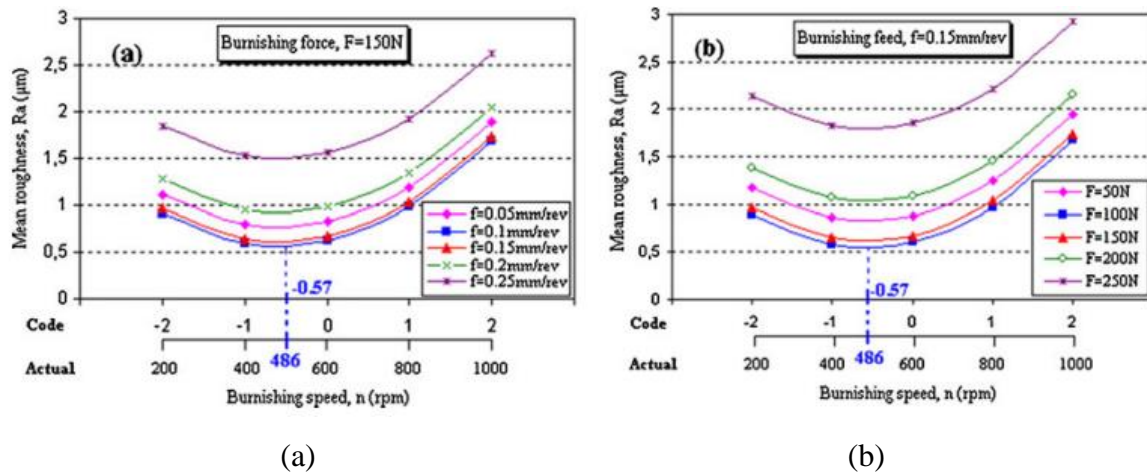


Figure I-68. Effet de la vitesse de galetage à bille de pièce en Aluminium 1050 A sur la rugosité (a) pour différentes vitesses d'avance et (b) différentes valeurs de forces de galetage (Gharbi *et al.*, 2012).

I.4.2.2 Effets métallurgiques

Dans la Figure I-69, il est clair que le procédé de galetage a permis de repousser les pics microscopiques laissés par l'outil de coupe et de remplir les vallées formées lors de l'enlèvement de matière ce qui a permis d'obtenir une surface plus régulière.



Figure I-69. Images MEB avant et après galetage (Uddin *et al.*, 2018).

Suite au procédé de galetage, des zones ayant subi des déformations plastiques peuvent être observées (Figure I-70).

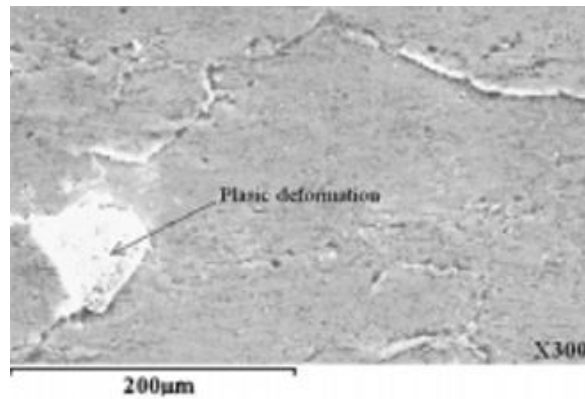


Figure I-70. Image MEB de la pièce en aluminium 1050 A galetée présentant des déformations plastiques (Gharbi *et al.*, 2012).

L'observation du micrographe de la pièce non galetée (Figure I-71(a)), présente deux pics de rugosité qui ont été aplatis après galetage (Figure I-71(b)). Après galetage, la microstructure est modifiée : en surface les grains sont de plus petites tailles et condensés et le nombre de joints de grain a augmenté ce qui indique le durcissement de cette couche (Gharbi *et al.*, 2011),(Balland *et al.*, 2013),(Fu *et al.*, 2014) alors qu'en sous-couche les grains sont plus longs et plus aplatis (Figure I-71 (b)).

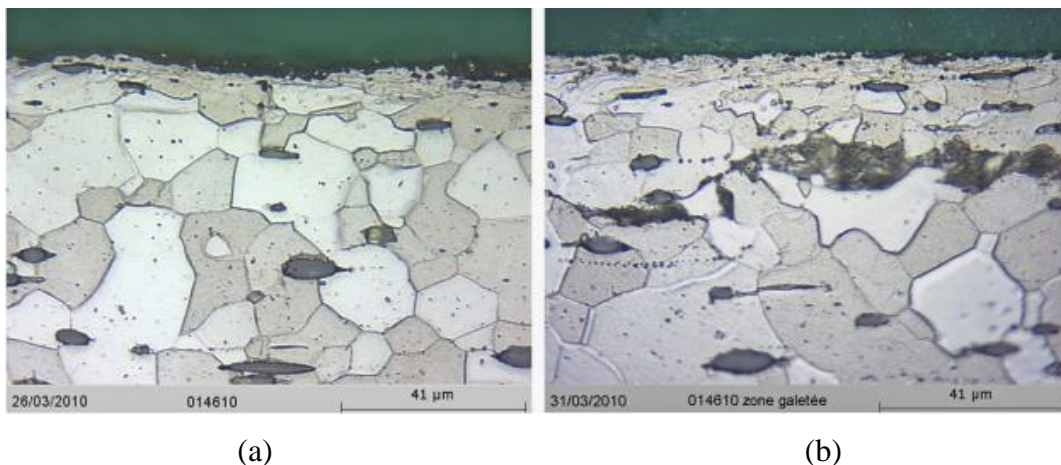


Figure I-71. (a) Micrographe de pièce non galetée (b) micrographe d'une pièce galetée (Balland *et al.*, 2013).

L'observation EBSD par (Revankar *et al.*, 2016) effectuée à 100µm de la surface a montré que suite au tournage plusieurs grains ont la même couleur ce qui indique qu'ils ont des orientations similaires (Figure I-72 (a)) alors qu'après galetage quelques grains se sont déformés et devenu plus allongés (Figure I-72 (b)). Cette déformation de grains s'est accentuée ainsi que les dislocations quand la force de galetage est plus importante (Figure I-72 (c)). Une observation EBSD montre que la densité de joint de grain a augmenté et l'angle d'orientation des grains a évolué avec la force de galetage. Ce qui permet de dire que le mouvement de glissement des

dislocations assure ainsi le blocage de quelques mouvements d'où le durcissement de la surface (Revankar *et al.*, 2016).

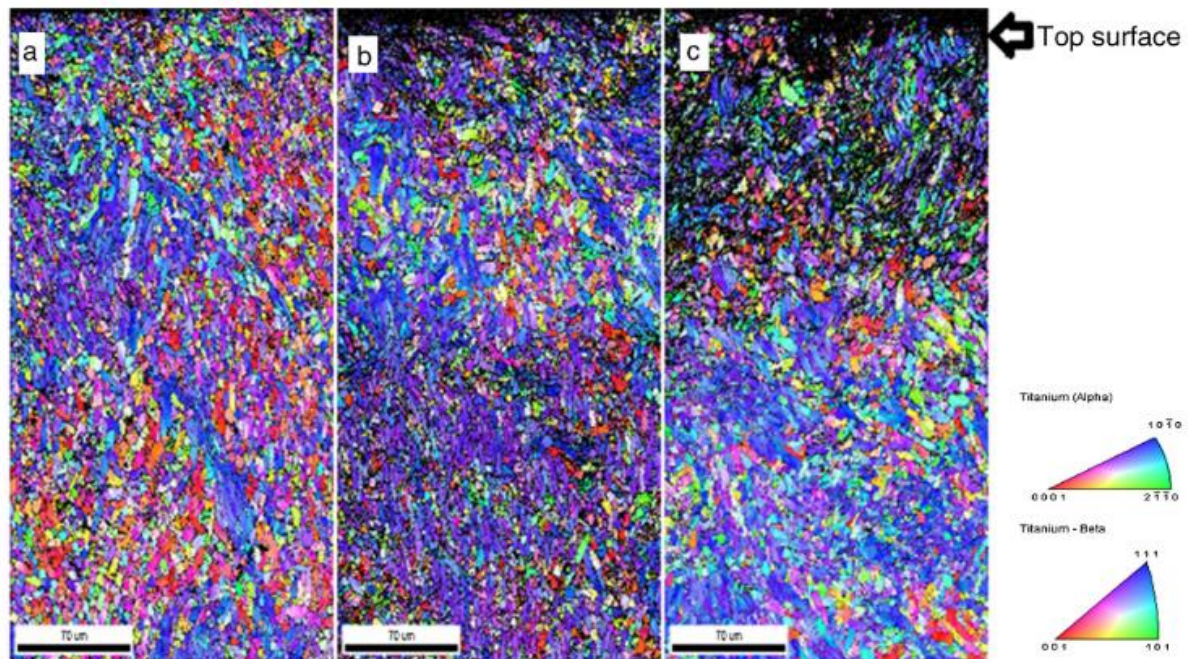


Figure I-72. EBSD de pièce en alliage de Titane (a)après tournage, (b) après galetage ($v=15\text{m/min}$, $f=0.1\text{mm/rev}$ et $F=200\text{N}$, $n=2$), (c)après galetage ($v=15\text{m/min}$, $f=0.15\text{mm/rev}$ et $F=250\text{N}$, $n=3$) (Revankar *et al.*, 2016).

I.4.2.3 Effets mécaniques

Le procédé de galetage est un procédé purement mécanique de finition (Grzesik and Zak, 2012), (Zhang, Bugtai and Marinescu, 2015), (Nestler and Schubert, 2018), (Dzionk, Scibiorski and Przybylski, 2019) qui assure l'obtention d'une meilleure dureté de la pièce (El-Tayeb, Low and Brevern, 2007), (Korhonen *et al.*, 2013), (rami, 2017), (Revankar *et al.*, 2014), (Teimouri and Amini, 2019), (Rodríguez *et al.*, 2019) ainsi que l'obtention de contraintes résiduelles de compression (Maximov and Anchev, 2014), (Rami, 2017), (Sanchez *et al.*, 2017), (Lim, Castagne and Cher, 2017a). Ces deux effets mécaniques contribuent à la résistance de la pièce à la fatigue et à l'usure (Wierzchowski, Ostertag and Wagner, 2002), (Nalla *et al.*, 2003), (Majzoobi, Zare Jouneghani and Khademi, 2016a), (Yuan and Li, 2017), (Fu and Liang, 2019), (Maximov and Anchev, 2014).

- **Modification de la dureté**

Le procédé de galetage permet d'améliorer la dureté de la pièce en surface et en sous couche (Figure I-73) (El-Tayeb, Low and Brevern, 2007), (Korhonen *et al.*, 2013), (Revankar *et al.*, 2014), (Teimouri and Amini, 2019), (Rodríguez *et al.*, 2019) grâce aux déformations plastiques qui ont lieu (Shirsat and Ahuja, 2004), (Gharbi *et al.*, 2011), (Revankar *et al.*, 2016), (Grochała,

Berczyński and Grządziel, 2017),(Uddin et al., 2018) cela n'empêche qu'une déformation plastique excessive peut altérer la pièce et ainsi réduire la dureté. Les déformations plastiques qui ont lieu au moment du galetage sont contrôlées par les paramètres et les conditions du procédé tels que la force de galetage, la vitesse d'avance, le nombre de passes, la dureté du matériau de l'outil de galetage, la dureté de la pièce, etc.

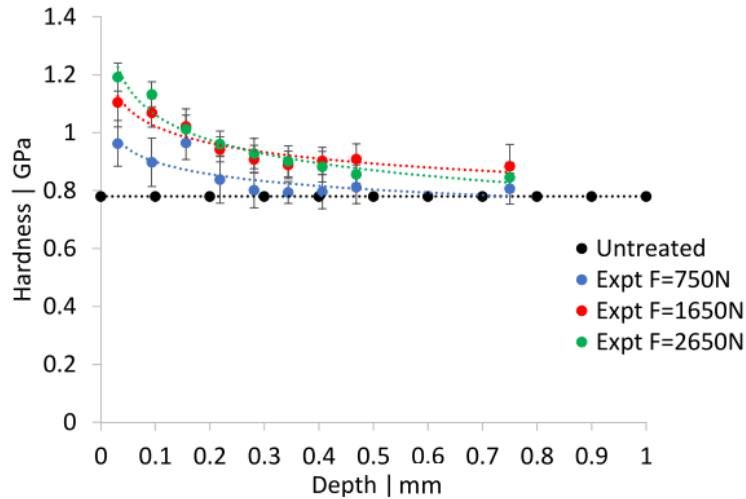


Figure I-73. Effet de la force de galetage sur la dureté de la pièce en surface et en sous couche (Uddin *et al.*, 2018).

La dureté de la surface galetée augmente avec la force de galetage (Shirsat and Ahuja, 2004),(Revankar *et al.*, 2014),(J.N. Malleswara Rao, A. Chenna Kesava Reddy, P. V. Rama Rao, 2011) grâce à l'augmentation des déformations plastiques des micros irrégularités qui ont été aplaties. Mais à partir d'une certaine limite de force de galetage la dureté de surface chute (Figure I-74(a)) et (Figure I-74(b)) cela est dû aux déformations plastiques excessives qui peuvent être à l'origine de l'apparition des fissures.

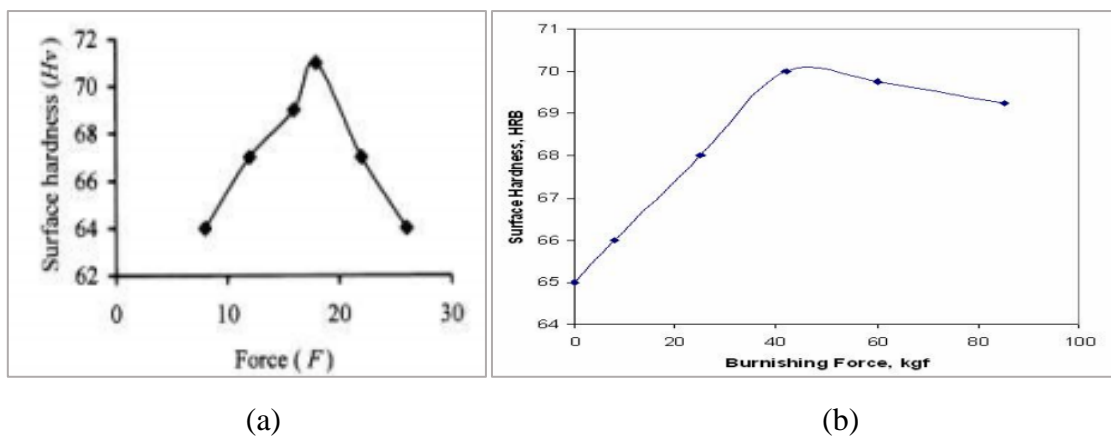


Figure I-74. Dureté de la surface en fonction de la force de galetage (a) galetage à bille de l'Aluminium (Shirsat and Ahuja, 2004), (b) galetage à rouleau de pièces en acier doux (Malleswara Rao, Chenna Kesava Reddy and Rama Rao, 2011).

La dureté de la surface galetée dépend du nombre de passes effectuées mais aussi de la vitesse d'avance (J.N. Malleswara Rao, A. Chenna Kesava Reddy, P. V. Rama Rao, 2011), (Revankar *et al.*, 2014). L'augmentation du nombre de passe, fait augmenter la dureté de la surface (Figure I-75(a)) car plus le nombre de passe augmente plus la pièce est écrouie. La vitesse d'avance de galetage affecte la dureté de la pièce galetée (Gharbi *et al.*, 2011),(Revankar *et al.*, 2014) l'améliorée lorsqu'elle est faible (Figure I-75(b)).

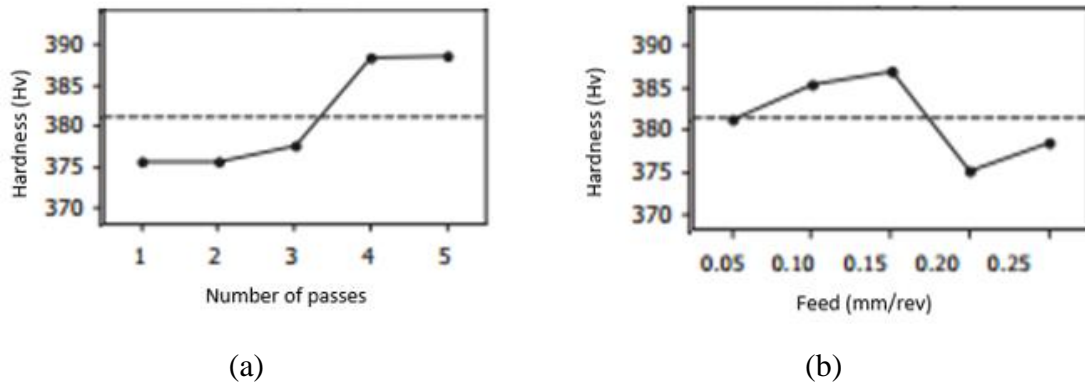


Figure I-75. (a) Effet du nombre de passes, (b) effet de la vitesse d'avance sur la dureté de pièce galetée en alliage de titane (Revankar *et al.*, 2014).

Afin d'améliorer la dureté, il est nécessaire d'étudier l'effet des différents paramètres opératoires de galetage (Figure I-76). Car lorsque la force de galetage est fixe, la dureté de surface atteint un maximum pour de faible valeur de vitesse d'avance et de vitesse de galetage (Figure I-76 (a)). Lorsque la vitesse de galetage est fixe, la dureté de surface atteint un maximum pour une faible valeur de vitesse d'avance et une force de galetage élevée (Figure I-76 (b)).

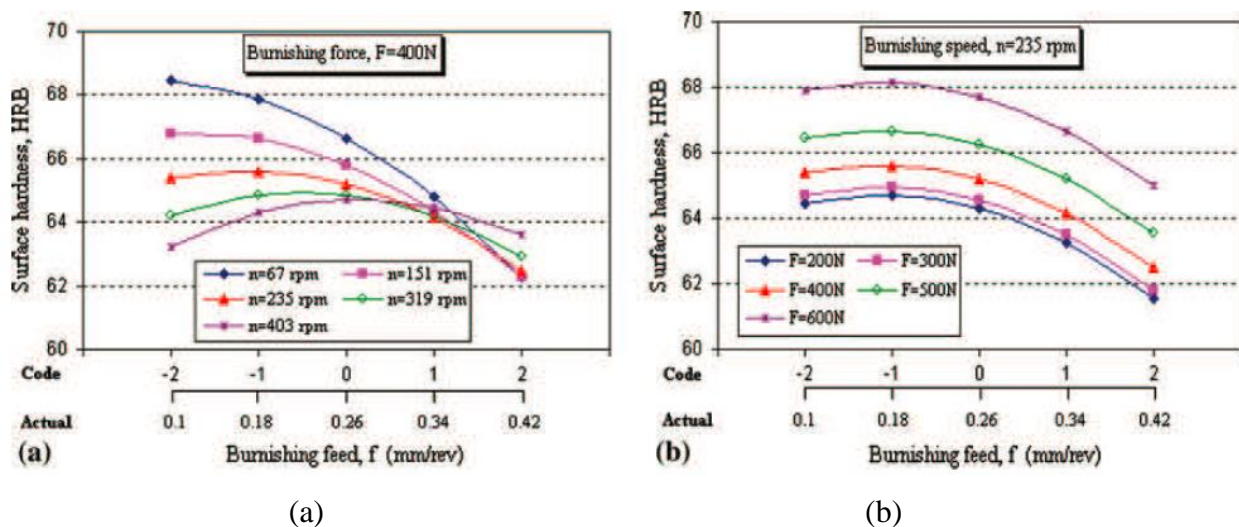


Figure I-76. Effet de la vitesse d'avance du procédé de galetage à bille sur la dureté de surface en l'acier 1010 : (a) à différentes vitesses de galetage et (b) à différentes forces de galetage (Gharbi *et al.*, 2011).

- **Dureté de sous-surface**

Suite au galetage, la dureté de surface a augmenté mais aussi celle de la sous-surface immédiate grâce aux sollicitations mécaniques qui ont lieu (Revankar *et al.*, 2017).

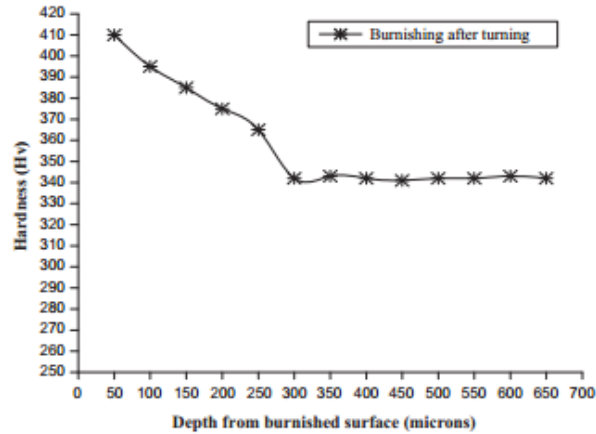


Figure I-77. Dureté de l'alliage de Titane en fonction de la profondeur à partir de la surface galeté sous une vitesse de galetage à bille 30m/min, vitesse d'avance 0.15 mm/rev, une force de galetage 300 N et 5 nombre de passes (Revankar *et al.*, 2014).

D'autres techniques de galetage tel que le galetage ultrasonique (Teimouri and Amini, 2019) ont été développées afin d'améliorer la dureté de la pièce en surface et à une profondeur plus importante (Figure I-78) sans pour autant avoir à utiliser des conditions de galetage extrêmes (force de galetage et nombre de passes importants) qui peuvent mener à une déformation plastique excessive qui risque d'altérer la pièce.

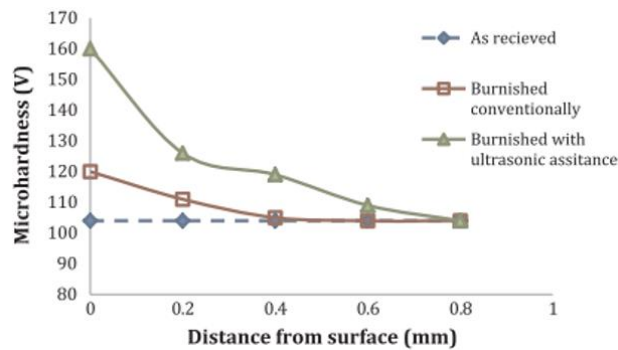


Figure I-78. Comparaison entre la microdureté en surface et en profondeur pour la cas du galetage et du galetage ultrasonique (Teimouri, Amini and Bami, 2018).

- **Contraintes résiduelles**

Le procédé de galetage permet d'introduire des contraintes résiduelles compressives (J.N. Malleswara Rao, A. Chenna Kesava Reddy, P. V. Rama Rao, 2011) ; (Gharbi *et al.*, 2011) (Maximov and Anchev, 2014) ; (Revankar *et al.*, 2014) ; (Sanchez et al., 2017) ; (Lim, Castagne and Cher, 2017a) alors qu'elle étaient de traction suite au tournage (Figure I-79).

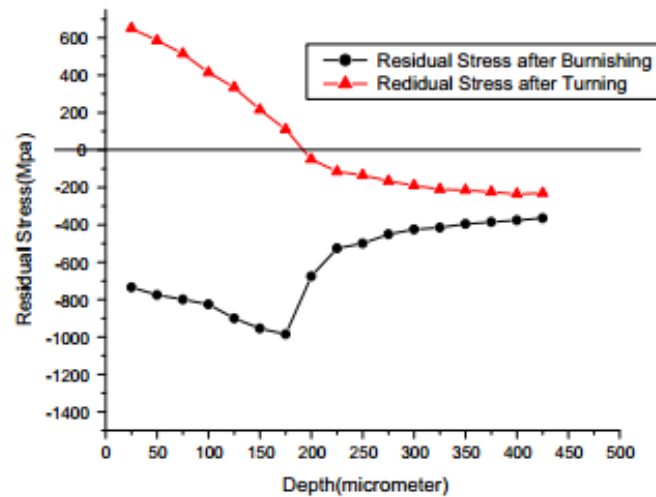


Figure I-79. Comparaison des contraintes résiduelles suite au tournage (vitesse 175m/min, profondeur de coupe 0.25 mm, avance 0.05mm/rev ,3 passes) et suite au galetage à bille de l’alliage de Tiane (vitesse de galetage 60m/min, avance 0.1mm/rev, force de galetage 350 N) en fonction de la profondeur (Revankar *et al.*, 2014).

La profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression dépend des paramètres de galetage. Dans la direction d’avance, la force de galetage a une influence sur la profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression (Figure I-80 (a)) alors que pour la direction normale au galetage, la profondeur affectée est la même mais la valeur de la contrainte résiduelle en surface est plus importante (Figure I-80 (b)). Les contraintes résiduelles obtenues après galetage ont des valeurs plus importantes en compression dans la direction perpendiculaire à l’avance (Figure I-80 (b)).

La force de galetage a une influence directe sur les contraintes résiduelles vu que le taux des déformations plastiques augmente avec la pression de galetage d’où l’augmentation de la valeur des contraintes résiduelles compressives à des profondeurs importantes (Revankar *et al.*, 2017).

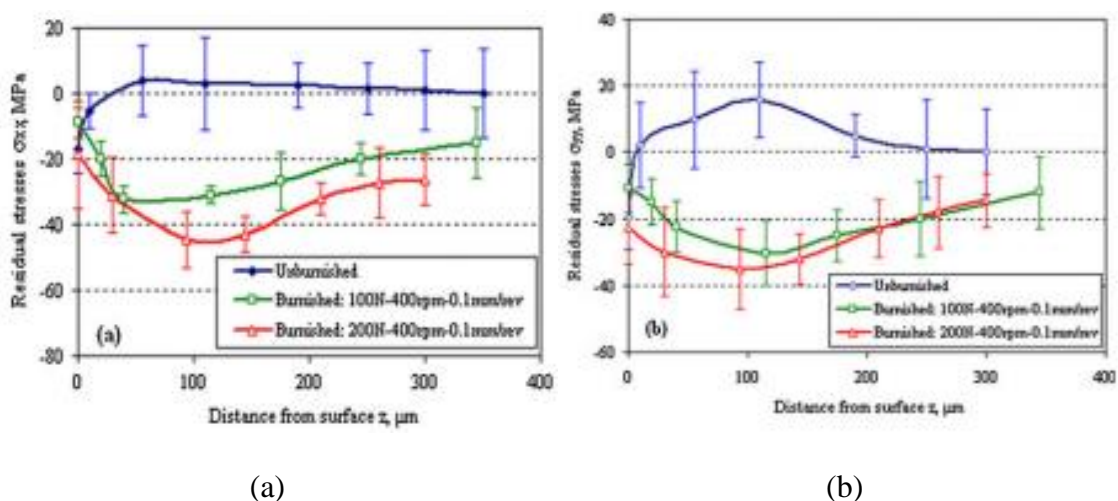


Figure I-80. (a) Contraintes résiduelle mesurées suite au galetage à bille de l’aluminium 1050 dans la direction d’avance σ_{xx} , (b) dans la direction perpendiculaire à l’avance σ_{yy} (Gharbi *et al.*, 2012).

Les contraintes résiduelles de compression améliorent la durée de vie de la pièce vu qu'ils améliorent la résistance à la fatigue et à la rupture (Wierzchowski, Ostertag and Wagner, 2002),(Nalla *et al.*, 2003),(Majzoubi, Zare Jouneghani and Khademi, 2016a),(Yuan and Li, 2017),(Fu and Liang, 2019),(Maximov and Anchev, 2014). Cependant l'augmentation excessive de la force de galetage peut avoir un effet néfaste sur la résistance à l'usure de la pièce (El-Tayeb, Low and Brevern, 2007).

I.4.2.4 Modélisation du procédé de galetage

L'un des premiers modèles de galetage est un modèle 2D qui se base sur des équations mathématiques (Figure I-81). Ce modèle consiste en un cylindre roulant sur une surface plane avec une aire de contact composé d'une zone centrale sans glissement et de deux autres zones de part et d'autre où il y a du glissement (Skalski, Morawski and Przybylski, 1995).

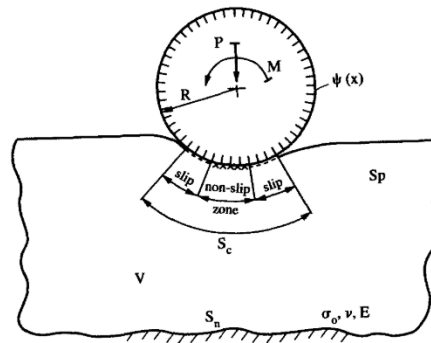


Figure I-81. Modèle 2D de galetage (Skalski, Morawski and Przybylski, 1995).

Un autre modèle celui de (Blumenstein and Petrenko, 2016) s'intéresse aux sites de déformation (DS) qui apparaissent suite à l'enfoncement du rouleau de galetage et considère que ce chargement entraîne le déplacement des particules de matériau suivant des lignes d'écoulement jusqu'à atteindre une profondeur h (Figure I-82). De là résulte la formation d'une couche caractérisée par des zones déformées plastiquement.

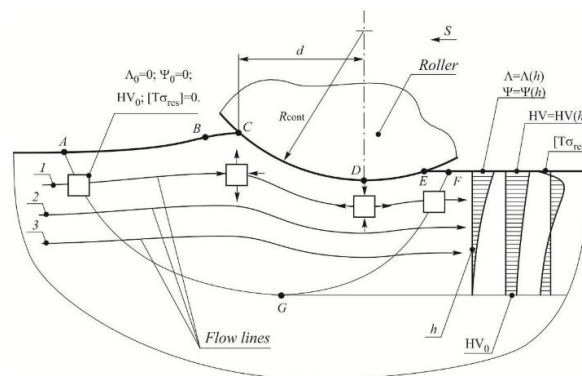


Figure I-82. Modèle de formation d'une couche galetée (Blumenstein and Petrenko, 2016)

Une modélisation analytique du procédé de galetage a été développée en se basant sur les forces de galetage appelé méthode Slab (Figure I-83). Cette méthode se base sur les principes de la mécanique des déformations plastiques où une relation simple est assumée entre le chargement et l'écoulement de matière prenant en considération le frottement existant. La démarche de cette modélisation consiste à considérer des portions infinitésimales de la pièce ayant subi des déformations puis de faire l'équilibre des forces et de formuler des équations différentielles en fonction des contraintes formées, des paramètres géométriques et du coefficient de frottement. Ces équations différentielles sont par la suite résolues en considérant les bonnes conditions aux limites.

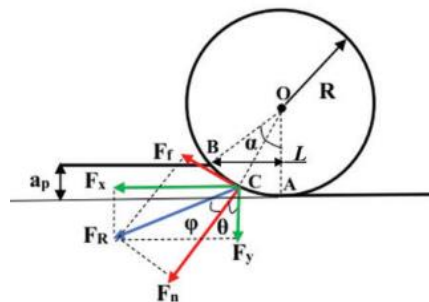


Figure I-83. Représentation schématique 2D du modèle de galetage avec les forces agissantes au moment du procédé (Teimouri, Amini and Ashrafi, 2019).

La modélisation numérique du procédé de galetage dans la littérature se base sur deux approches la première (Figure I-84 (a)) considère une force de galetage (Lim, Castagne and Cher, 2017b),(Liu *et al.*, 2017) et la deuxième un enfoncement équivalent de l'outil de galetage (Guo and Barkey, 2004b),(Rami *et al.*, 2018) (Figure I-84(b)). La force de galetage, tout comme l'enfoncement, est appliquée au centre de l'outil de galetage et calculée à partir de la pression d'admission. L'outil de galetage peut être une bille (Lim, Castagne and Cher, 2017b) (Fu *et al.*, 2012), (Gharbi *et al.*, 2012) ou un rouleau (Blumenstein and Petrenko, 2016b), (Prakash, Satpal and Mishra, 2014).

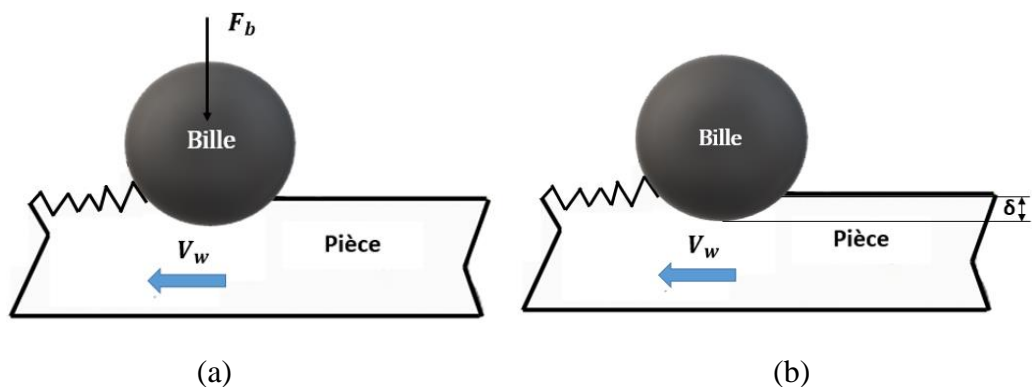


Figure I-84. Modélisation du procédé de galetage en considérant (a) la force de galetage, (b) l'enfoncement de l'outil de galetage.

Le rouleau et la bille de galetage sont en mouvement sur la pièce. Il est donc indispensable de déterminer la nature du contact existant. Pour cela plusieurs études se sont intéressées à estimer le coefficient de frottement existant entre l'outil de galetage et la pièce (Manouchehrifar and Alasvand, 2012),(Tang *et al.*, 2012),(Balland *et al.*, 2013),(Lim, Castagne and Wong, 2015),(Maximov, Anchev and Duncheva, 2015),(Majzoobi, Zare Jouneghani and Khademi, 2016b),(Teimouri, Amini and Bami, 2018).

I.5 Étude de procédés combinés

Les premières études concernant la technique combinatoire de procédé d'enlèvement de matière avec le procédé de galetage sur l'intégrité de surface a été initié par l'étude du procédé de tournage/galetage combiné. Cette nouvelle technique de production a fait ces preuves car elle a permis d'améliorer considérablement l'intégrité de surface des pièces fabriquées. Par ailleurs, elle affecte une profondeur plus importante et réduit le temps de production (Figure I-85) bien évidemment en comparaison à chaque procédé agissant séparément.

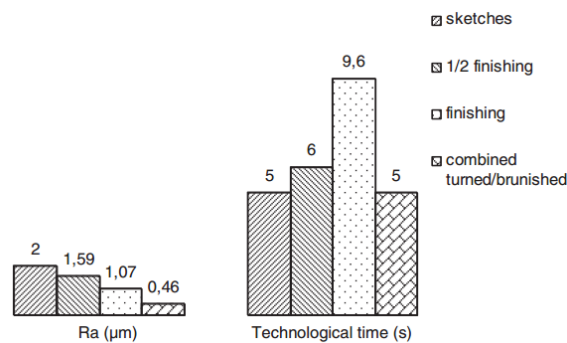


Figure I-85. Rugosité de surface et temps d'usinage pour le procédé de tournage /galetage (Mezlini *et al.*, 2014).

I.5.1 Effet du procédé de tournage/galetage combiné sur l'intégrité de surface

Plusieurs études se sont intéressées à la combinaison du procédé de tournage avec le procédé de galetage et à étudier leurs effets sur l'intégrité de surface (Shirsat and Ahuja, 2004), (Mezlini *et al.*, 2014),(Chaudhari, Awari and Khandare, 2015),(Rami *et al.*, 2017).

La rugosité de surface diminue considérablement suite aux procédés de tournage/galetage combiné comparé au procédé de tournage agissant seul (Figure I-86).

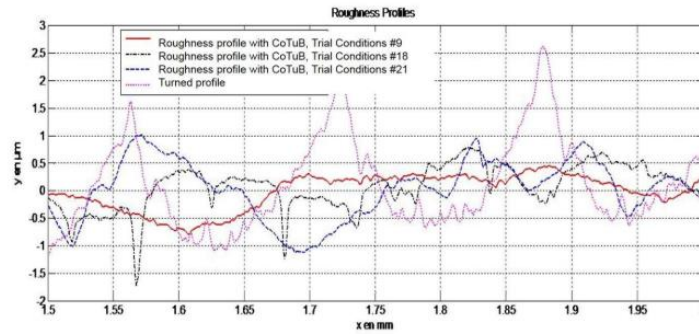


Figure I-86. Résultats de la rugosité arithmétique en surface suite au procédé de tournage/galetage combiné et suite au procédé de tournage (Rami, 2017).

La microdureté est aussi améliorée vu qu'elle augmente en surface et en profondeur suite au procédé combiné de tournage/galetage (Figure I-87).

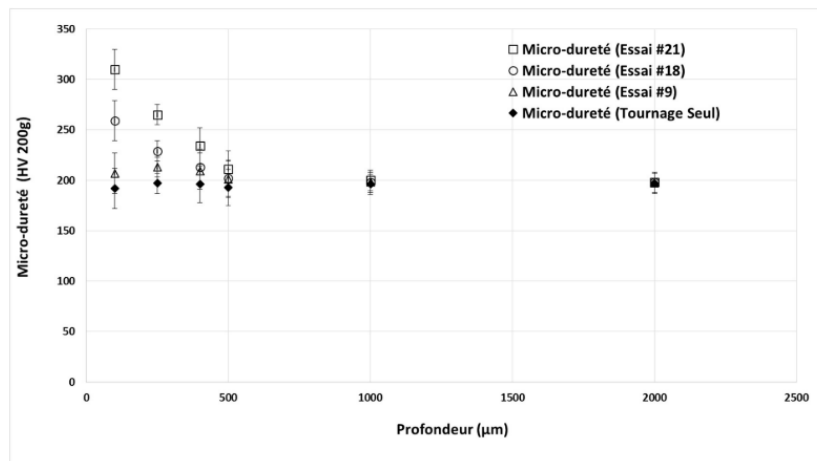


Figure I-87. Résultats de la microdureté en fonction de la profondeur suite au procédé de tournage/galetage combiné et suite au procédé de tournage (Rami, 2017).

D'autre part, les contraintes résiduelles qui étaient de traction suite au procédé de tournage sont devenues de compression sur une profondeur plus importante, qui peut atteindre 700 μm suite au procédé combiné de rectification/galetage (Figure I-88).

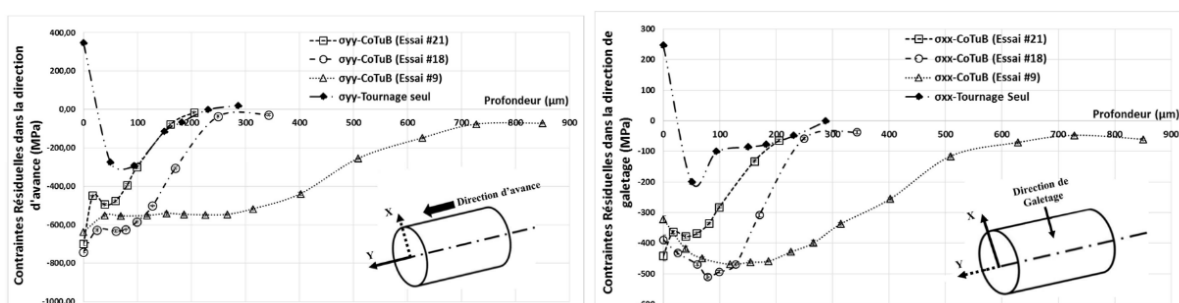


Figure I-88. Résultats de contraintes résiduelles en fonction de la profondeur suite au procédé de tournage/galetage combiné et suite au procédé de tournage (Rami, 2017).

I.5.2 Combinaison rectification galetage

La combinaison simultanée du procédé de rectification avec le procédé de galetage qui est le sujet de recherche de ce travail est une technique nouvelle qui n'a pas été étudiée auparavant. En comparant le procédé de rectification au procédé de tournage, il est possible de prévoir que la combinaison du procédé de rectification avec le galetage peut aussi améliorer l'intégrité de surface de la pièce ce qui va être étudié par la suite dans ce manuscrit.

Le tournage est un procédé de coupe utilisant un outil de l'ordre du millimètre alors que la rectification est un procédé abrasif utilisant un grain de l'ordre de la centaine de micromètre (Figure I-89). Cette différence dans l'ordre de grandeur de l'outil utilisé peut conduire à l'obtention d'un meilleur état de surface de la pièce suite au procédé de rectification-galetage combiné comparé au procédé de tournage/galetage combiné vu que les pics microscopiques générés par l'outil de coupe seront moins importants.

D'autre part, l'énergie spécifique de rectification est largement supérieure à celle générée au moment du tournage ce qui peut favoriser l'obtention de contraintes résiduelles de compression et une profondeur affectée, plus importantes. Cela pourrait être dû à l'effet du chargement thermomécanique de la rectification et au chargement mécanique du galetage.

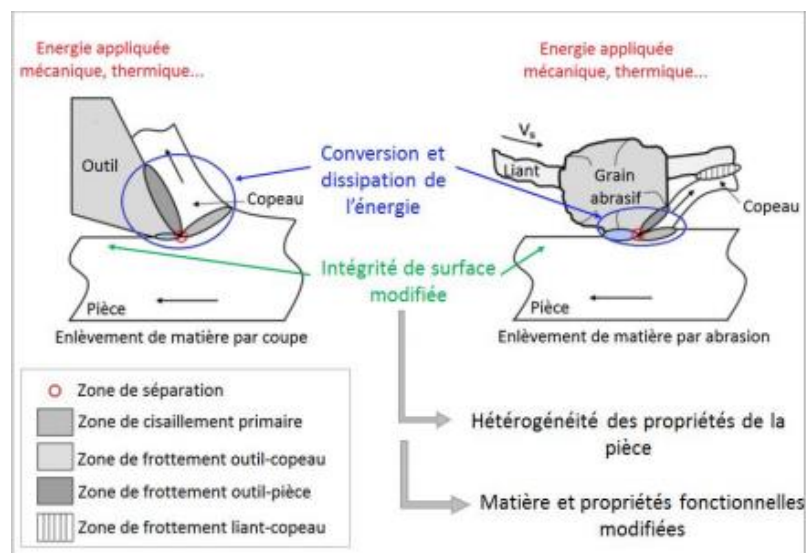


Figure I-89. Comparaison entre procédé de tournage et de rectification (Youssef, 2012).

I.6 Conclusion

Les résultats des études réalisés sur le procédé de rectification et le procédé de galetage montrent l'influence des différents paramètres opératoires sur l'intégrité de surface et la nécessité d'étudier leurs effets afin d'obtenir une meilleure qualité de pièces qui résistent à la

fatigue et à l'usure. Il a été montré dans cette étude bibliographique que la rectification est un procédé thermomécanique d'enlèvement de matière par abrasion qui assure une grande précision dimensionnelle et une bonne rugosité de surface mais qui peut introduire des contraintes résiduelles de traction. Le procédé de galetage, quant à lui, est un procédé purement mécanique. Il permet d'obtenir une surface plus lisse, plus dure et introduit des contraintes résiduelles de compression favorables à l'extension de la durée de vie de la pièce en termes de résistant à la fatigue et à l'usure. De là vient l'idée de combiner simultanément ces deux procédés totalement différents l'un thermomécanique (la rectification) et l'autre purement mécanique (le galetage) afin de développer une nouvelle technique de fabrication plus écologique (consommation moins importante d'énergie) et plus efficace (réduction du temps d'usinage et obtention d'une meilleure intégrité de surface).

Étudier numériquement et expérimentalement l'effet des paramètres du procédé rectification/galetage combiné (REGAL) sur l'intégrité de surface est l'objet de la suite du travail. La combinaison de ces deux procédés se fait en plaçant l'outil de galetage sur la rectifieuse le plus proche possible de la meule afin qu'ils fonctionnent simultanément. L'objectif du prochain chapitre est l'étude expérimentale dans lequel seront exposés la conception du dispositif, la démarche expérimentale et les résultats.

Sommaire Chapitre 2 : Étude expérimentale

II. Étude expérimentale	73
II.1 Introduction	73
II.2 Opération de rectification-galetage combiné (REGAL).....	73
II.3 Dispositif expérimental et plan d’essais	74
II.3.1 Conception du dispositif REGAL	74
II.3.2 Éprouvettes et matériaux utilisés.....	77
II.3.3 Protocole d’essai	78
II.4 Effet du procédé REGAL sur l’intégrité de surface	81
II.4.1 Résultats de forces et d’énergie.....	81
II.4.2 Effet du procédé REGAL sur les contraintes résiduelles.....	91
II.4.1 Effet du procédé REGAL sur la rugosité	109
II.5 Conclusions	122

II. Étude expérimentale

II.1 Introduction

Le procédé REGAL est original dans le sens où il combine simultanément deux procédés différents l'un thermomécanique (le procédé de rectification) et l'autre purement mécanique (Le procédé de galetage). L'apport de ce procédé innovant ne s'arrête pas à la réduction du temps et de l'énergie propre à la fabrication vu que la rectification et le galetage se font simultanément mais permet aussi d'améliorer l'intégrité de surface des pièces métalliques comparé aux procédés de rectification et de galetage agissant séparément.

Dans cette partie intitulé étude expérimentale, l'effet sur l'intégrité de surface de plusieurs paramètres du procédé REGAL tels que l'à-coup, la vitesse de la pièce et la pression de galetage est étudié.

Les résultats en termes d'efforts, de contraintes résiduelles et de topographie ont permis d'analyser et d'expliquer physiquement l'amélioration de l'intégrité de surface de la pièce rectifiée-galetée comparé à d'autres procédés de traitement de surface tel que la nitruration.

L'effet de chaque paramètre sur les résultats d'intégrité de surface du procédé REGAL est étudié expérimentalement grâce à plusieurs campagnes d'essais. Les résultats d'intégrité de surface obtenus par REGAL sont comparés aux résultats obtenus pour le procédé de rectification et de galetage lancés indépendamment.

II.2 Opération de rectification-galetage combiné (REGAL)

La combinaison du procédé de rectification-galetage (REGAL) est une nouvelle technique de fabrication qui permet de rectifier et de galeter une pièce métallique en même temps. La pièce subit simultanément le chargement thermomécanique dû au procédé de rectification ainsi que le chargement purement mécanique du procédé de galetage et cela dans le but d'améliorer l'intégrité de surface de la pièce obtenue.

REGAL est ainsi un procédé efficace qui permet de réduire le temps d'usinage en déployant deux procédés en une opération. L'énergie de fabrication est ainsi moins importante car une le nombre de passes nécessaires à la finition est considérablement diminué.

La combinaison d'un procédé thermomécanique d'abrasion qui est la rectification avec un procédé purement mécanique de renforcement implique une interaction entre les paramètres de chaque procédé et une influence combinée de ces paramètres sur l'intégrité de surface.

L'originalité de cette technique combinatoire réside dans la manière avec laquelle deux outils de fabrication différents sont utilisés en même temps afin qu'il y ait un effet de chargement combinatoire sans pour autant qu'il y ait une interaction entre les deux outils utilisés : meule et outil de galetage.

II.3 Dispositif expérimental et plan d'essais

II.3.1 Conception du dispositif REGAL

Afin de combiner le procédé de rectification avec le procédé de galetage, l'outil de galetage est fixé sur la tête de la rectifieuse en utilisant une plaque de fixation et des brides. La plaque est les outils de fixation ont été conçus et dimensionnés afin d'une part, de correspondre aux dimensions de la rectifieuse utilisée et d'autre part de bien résister aux chargements appliqués.

II.3.1.1 Fixation plaque/rectifieuse

Le but de la combinaison du procédé de rectification avec le procédé de galetage est de bénéficier au mieux du chargement thermomécanique issu du procédé de rectification au moment du galetage. Pour cela, il est nécessaire de réduire au maximum la distance séparant l'outil de galetage à la meule. Compte tenu de l'encombrement de la meule sur la rectifieuse, la meilleure solution pour minimiser la distance entre outil de galetage et la meule est de placer l'outil de galetage sur une plaque métallique qui vient remplacer le couvercle de la rectifieuse. Les écrous déjà existant serviront pour son bridage sur la machine (Figure II-1(a)). La plaque métallique fabriquée est en aluminium. Une rainure est usinée en son centre dans le but de rapprocher davantage l'outil de galetage de la meule mais aussi de bloquer le déplacement dans le sens de l'avance de la pièce V_w (Figure II-1(b)).

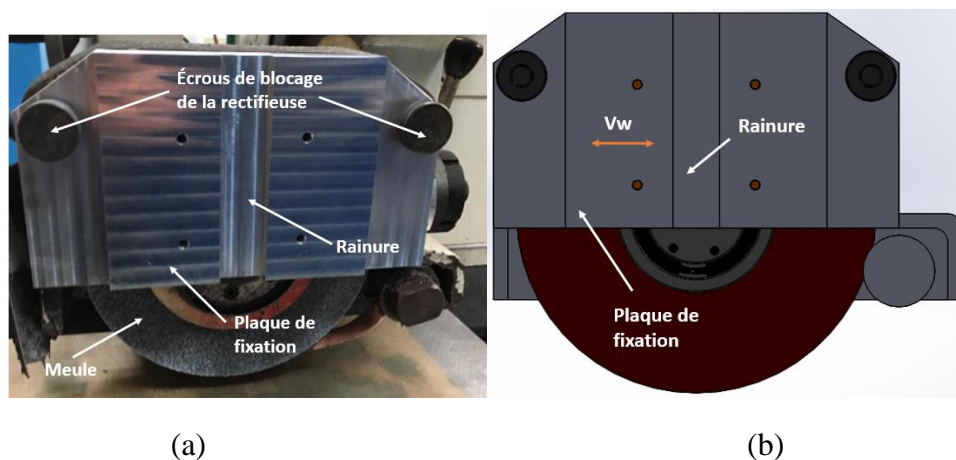


Figure II-1. (a) Plaque en aluminium de fixation de l'outil de galetage sur la rectifieuse, (b) CAO de la plaque de fixation.

II.3.1.2 Fixation de l'outil de galetage sur la plaque

La fixation de l'outil de galetage sur la plaque métallique se fait avec deux brides de fixation en U (Figure II-2(a) et (b)). Une étude de la résistance des vis de fixation des brides en U a été menée avec le logiciel SOLIDWORKS. Le dimensionnement est réalisé pour que le dispositif résiste largement à des forces de galetage pouvant aller jusqu'à plus que 4000 N (Figure II-3) sachant que la force maximale utilisée dans notre étude est de 3000 N. En effet, la contrainte de von Mises maximale dans les vis est de 8,847 MPa qui est largement inférieure à la limite d'élasticité de celle-ci qui est de l'ordre de 500 MPa. D'autre part, afin d'éviter les vibrations de la plaque en aluminium qui peuvent entraîner la vibration de l'outil de galetage, mais aussi afin d'accroître la rigidité du système de fixation de cette plaque sur la tête de la rectifieuse, deux brides de serrage sont utilisées (Figure II-2).

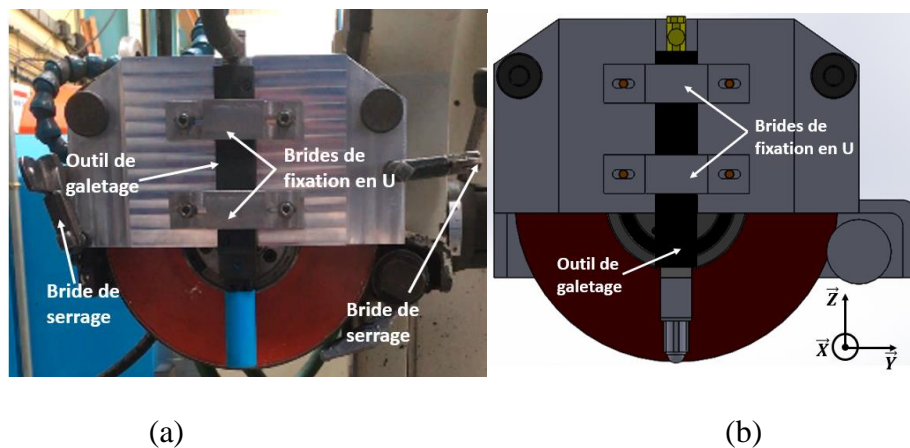


Figure II-2. (a) Fixation de l'outil de galetage sur la plaque en aluminium, (b) CAO des brides de fixation en U.

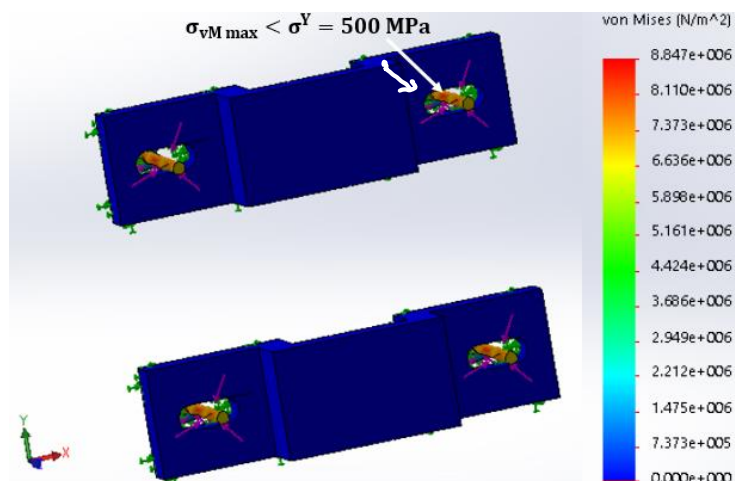


Figure II-3. Contraintes de von Mises obtenues pour un chargement de 4000 N sur les vis de fixation des brides en U sur la plaque en aluminium.

- **Outil de galetage et montage expérimental**

L'outil de galetage utilisé est un outil hydrostatique Ecoroll HG13 équipé d'une bille en céramique de diamètre 13mm (Figure II-4(a)) alimenté par une pompe hydraulique (Figure II-6(a)). L'outil de galetage est placé verticalement dans un plan parallèle au plan de la meule et de telle sorte que l'axe vertical passant par le centre de la bille en céramique et l'axe de rotation de la meule sont concourants. Par ailleurs, ce positionnement assure que les centres des surfaces de contact Meule-pièce (rectangle sur la vue de dessus, figure II-4(b)) et bille-pièce (disque sur la vue de dessus, figure II-4(b)) sont toujours sur un axe perpendiculaire à l'avance de la pièce. La distance minimale entre le centre de la bille et la première face de la meule est égale à 27.5 mm (Figure II-4 (b)). Une telle conception permet d'imposer à ces outils une trajectoire en créneau (Figure II-5).

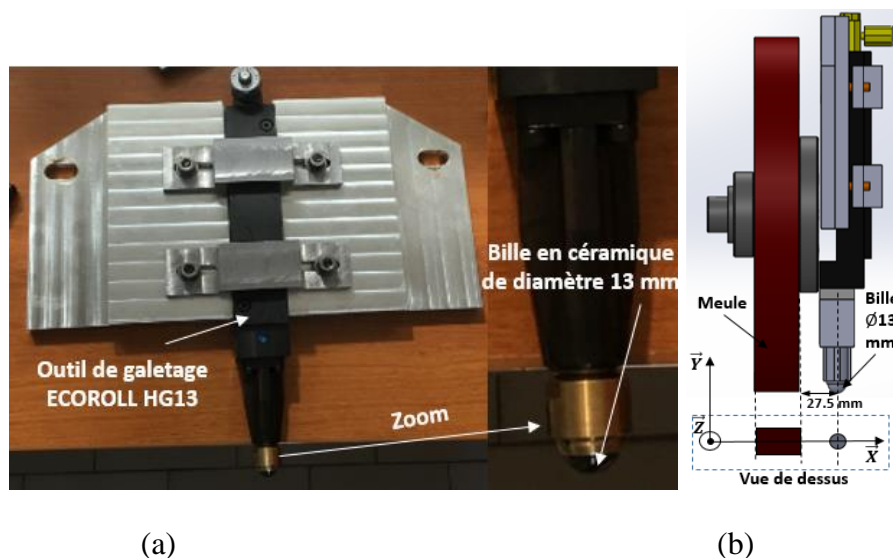


Figure II-4. (a) Outil de galetage Ecoroll HG 13, (b) Distance séparant le centre de la bille de galetage à la meule.

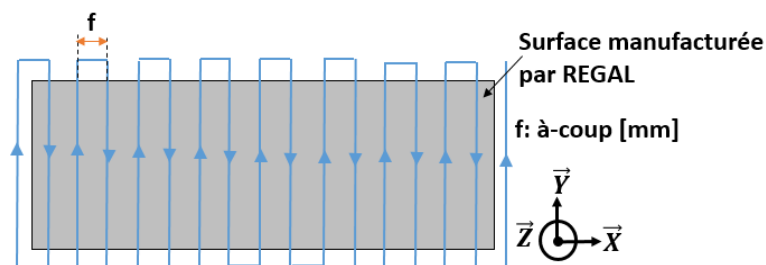


Figure II-5. Trajectoire créneau du système meule-outil de galetage.

Pour la combinaison des deux procédés de rectification et de galetage simultanés, la rectifieuse utilisée est une rectifieuse plane ERNAULT-SOMUA FU-500 sur laquelle est monté l'outil de galetage Ecoroll HG13 hydraulique (Figure II-6 (c)).

La rectification-galetage combiné et simultané de la pièce se fait suivant une trajectoire en créneau. L'à-coup f ou encore l'avance automatique transverse de la rectifieuse utilisée est de l'ordre de quelques millimètres. Ce pas est bien trop grand pour le procédé de galetage car la surface de contact bille-pièce est inférieure ou égale à un millimètre. Ainsi, pour assurer un recouvrement total en galetage de la surface, il faut absolument que l'à-coup soit compris entre quelques micromètres à un millimètre. Pour ce faire, il a été nécessaire de développer un système entièrement automatisé qui se positionne sur la table de la rectifieuse. Le système fabriqué pour cette étude assure les bonnes avances par cycle ou créneau avec une précision du dixième de micromètre (Figure II-6 (b) et (c)). Enfin, sur ce nouvel axe transversal de précision est montée une table dynamométrique KISTLER 9257A (Figure II-6 (b)) pour la mesure des trois composantes des actions mécaniques au cours du procédé REGAL.

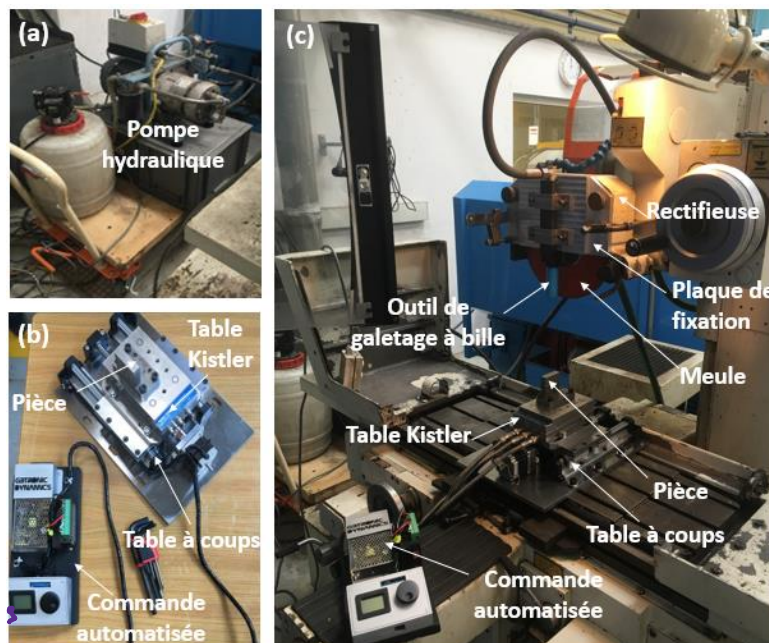


Figure II-6. (a) Pompe hydraulique, (b) Montage de la pièce sur la table à-coups et la table Kistler, (c) Montage expérimental.

II.3.2 Éprouvettes et matériaux utilisés

II.3.2.1 Éprouvettes

Les éprouvettes utilisées sont des pièces parallélépipédiques usinées par fraisage à partir de barres d'acier 42CrMo4 (AISI 4140). Ces éprouvettes sont de dimension 15 mm en largeur, 50 mm en longueur et de hauteur 50 mm. La composition chimique et les propriétés caractéristiques de l'acier 42CrMo4 sont résumées dans les Tableau II-1 et Tableau II-2.

Tableau II-1. Composition chimique de l'acier 42CrMo4 (Germain, 2006).

Composition chimique	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
Pourcentage (%)	0,41	0,39	0,72	0,025	0,035	1,12	0,27

Tableau II-2. Propriétés thermomécaniques de l'acier 42CrMo4 (Germain, 2006).

Module d'Young (MPa)	210 000
Coefficient de Poisson ν	0,3
Densité (Kg m ⁻³)	7800
Conductivité thermique (j m ⁻¹ s ⁻¹ °C ⁻¹)	46
Chaleur spécifique (j Kg ⁻¹ °C ⁻¹)	477

II.3.2.2 Outils : meule et bille de galetage

La meule utilisée est une meule CBN Wendt Boart 250-10-3-B126-RXJ75-76.2 de type I de diamètre $D_s=250$ mm, de largeur $b=10$ mm et ayant une couche de CBN de 3 mm. La bille de galetage est en céramique ayant une dureté largement supérieure à la dureté de la pièce métallique (Tableau II-3).

Tableau II-3. Autres données mécaniques de l'acier 42CrMo4 et de céramique.

Matériau	42CrMo4	Céramique
Dureté	46 HRC	75 HRC
Résistance à la rupture	> 1200 MPa	> 2500 MPa

II.3.3 Protocole d'essai

Le but de cette étude expérimentale est d'étudier l'effet des paramètres du procédé REGAL sur l'intégrité de surface de la pièce rectifiée-galetée. Pour cela un plan d'essai a été instauré en se basant sur les paramètres les plus influents du procédé REGAL. Trois paramètres ont été retenus : l'à-coup f , la vitesse de la pièce V_w et la pression hydraulique de galetage P . Tous les autres paramètres sont constants pour l'ensemble des essais : $V_s=37,5$ m.s⁻¹, $a_p=50\mu\text{m}$.

Le paramètre noté f indique l'à-coup pour le procédé de rectification et le procédé REGAL alors qu'il indique le pas d'avance pour le procédé de galetage. Le taux de recouvrement du procédé de galetage (Figure II-7) dépend de l'avance de l'outil f et aussi de la largeur de contact entre la bille et la pièce $2a$ (Eq (II-1)).

$$R(\%) = \frac{2a-f}{2a} \times 100 \quad (\text{II-1})$$

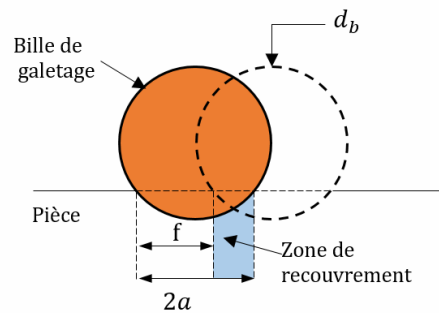


Figure II-7. Schéma explicatif de la zone de recouvrement.

Le choix des différentes valeurs de f s'est fait en se basant sur la valeur du diamètre de contact entre la bille de galetage et la pièce noté $2a$ calculé en utilisant la théorie de Hertz ou est obtenu par simulations numériques (Eq (I-49)). Les taux de recouvrement considérés dans cette étude sont représentés dans le Tableau II-4 et représentés graphiquement dans la (Figure II-8). Les valeurs de f pour un même taux de recouvrement changent en fonction de la valeur de $2a$ qui est directement liée à la pression de consigne. Le taux de recouvrement de galetage a une influence sur l'intégrité de surface. En effet, cette grandeur dépend de la pression de consigne et de l'avance f . Il représente la capacité de l'outil à aplatir les irrégularités là où il est déjà passé (Figure II-7). En d'autres termes, plus l'avance de l'outil de galetage f diminue, plus le taux de recouvrement augmente (Figure II-8, Tableau II-4) plus le nombre de cycle où la bille de galetage aplatit un pic de rugosité donné est grand.

Tableau II-4. Taux de recouvrements.

f (mm)	R en %
$2a$	0
$2a/2$	50
$2a/3$	66,67
$2a/4$	75
$2a/5$	80

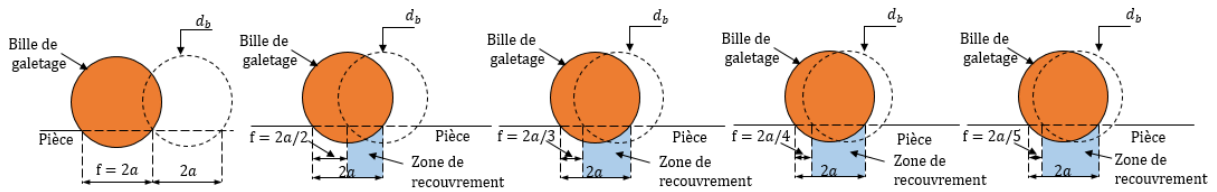


Figure II-8. Illustration des différents taux de recouvrement considérés en fonction des à-coups considérés.

La matrice d'essais choisie comporte 3 variables à 5 niveaux soit 125 essais. Ce nombre beaucoup trop important d'essais à conduit à faire varier une variable tout en gardant les deux autres constantes (Tableau II-5) tout comme les conditions cités dans le Tableau II-6.

Le choix de la valeur de la variable fixe s'est fait par une étude numérique préliminaire exposée au chapitre "Modélisation et simulation numérique". Ainsi, la matrice d'essais globale se décompose en trois sous-matrices pour les essais de galetage seul et de REGAL. Le nombre total d'essais est de $13 \times 2 = 26$ car l'essai 4 revient dans chaque sous-matrice.

Tableau II-5. Matrice d'essais.

	N° d'essai	f (mm)	V_w (mm/s)	P (MPa)
f variable, V_w et P constantes	1	$2a=0,911$	250	20
	2	$2a/2=0,455$	250	20
	3	$2a/3=0,303$	250	20
	4	$2a/4=0,227$	250	20
	5	$2a/5=0,182$	250	20
f constant, V_w variable et P constante	6	$2a/4=0,227$	60	20
	4	$2a/4=0,227$	250	20
	7	$2a/4=0,227$	350	20
	8	$2a/4=0,227$	450	20
	9	$2a/4=0,227$	500	20
f et V_w constants, P variable	10	$2a/4=0,180$	250	10
	11	$2a/4=0,206$	250	15
	4	$2a/4=0,227$	250	20
	12	$2a/4=0,245$	250	25
	13	$2a/4=0,260$	250	30

Tableau II-6. Conditions d'essais.

Conditions d'essai	Valeurs/État
Vitesse périphérique de la meule V_s	37,5 m/s
Profondeur de passe de rectification a_p	50 μm
Diamètre de la bille de galetage d_b	13mm
Lubrification	Non

II.4 Effet du procédé REGAL sur l'intégrité de surface

II.4.1 Résultats de forces et d'énergie

Les résultats d'efforts ont un effet direct sur la qualité des pièces usinées. L'acquisition des efforts mis en œuvre dans le procédé REGAL et du procédé de galetage seul s'est faite avec une table Kistler. Par la suite, les signaux acquis sont traités et le coefficient de frottement ou plus précisément le rapport des forces tangentielle et normale est déterminé.

II.4.1.1 Forces issues du procédé REGAL

- **Traitement des forces REGAL**

Lors du procédé REGAL plusieurs configurations se présentent. En effet, dans un premier temps seul la meule travaille et dans ce cas les actions mécaniques acquises sont celle de la rectification (Figure II-9 (a)). Les ordres de grandeur des actions tangentielle et normale de rectification sont donnés par la Figure II-9(b).

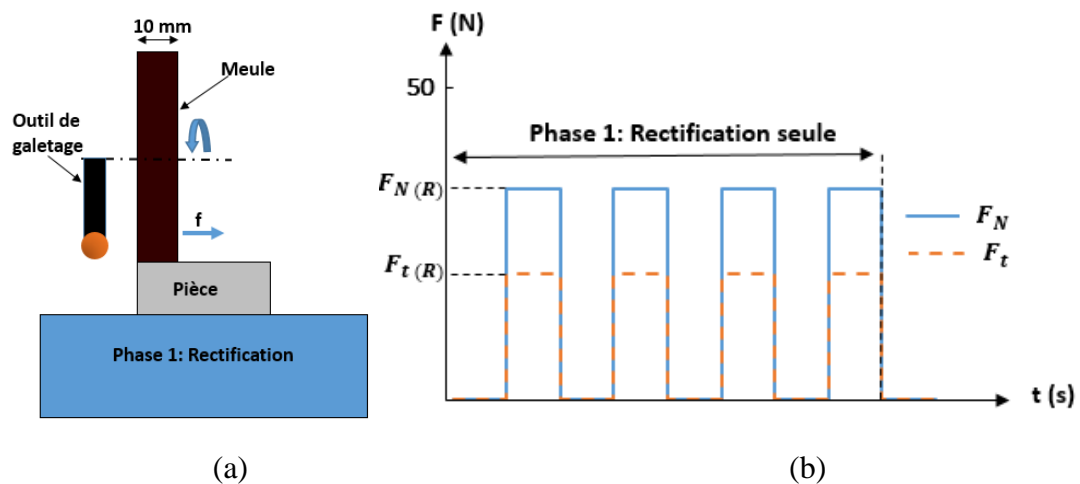


Figure II-9. (a) Phase 1 : Rectification, (b) ordres de grandeurs des forces normales et tangentielles de rectification.

Dans un second temps, la meule et la bille œuvrent simultanément (Figure II-10 (a)). Les ordres de grandeur des actions tangentielle et normale de REGA sont représentées Figure II-10 (b).

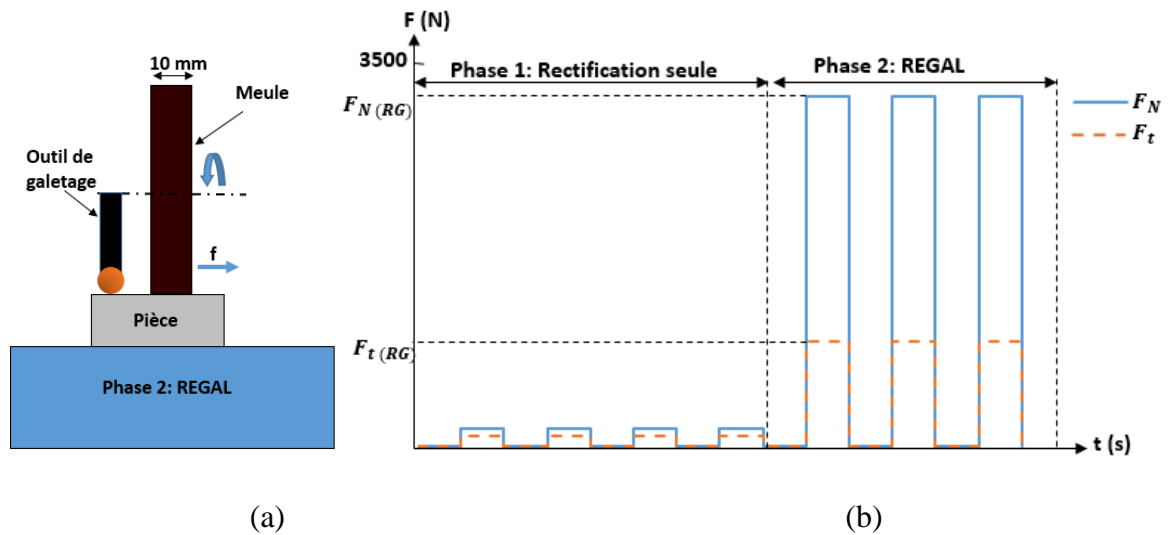


Figure II-10. (a) Phase 2 : REGAL, (b) ordres de grandeurs des forces normales et tangentielles du procédé REGAL.

L'essai est arrêté lorsque la moitié de la surface de la pièce a été rectifiée Galetée (Figure II-11)

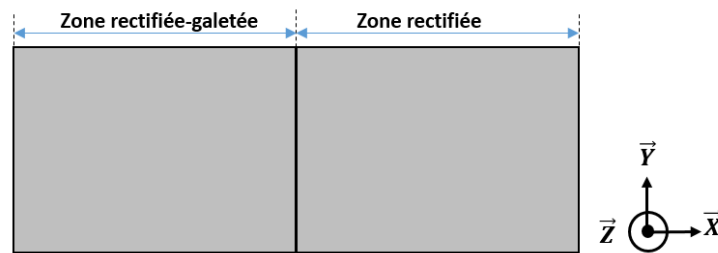


Figure II-11. Pièce rectifiée-galetée.

Dans cette partie l'intérêt est porté sur les efforts obtenus pendant le procédé de rectification-galetage combiné qui sont mesurés. Les efforts de rectification seule sont mesurés sous la meule, les efforts de galetage seul sont mesurés sous la bille et les efforts de REGAL sous l'ensemble bille-meule (Figure II-10 et Figure II-12).

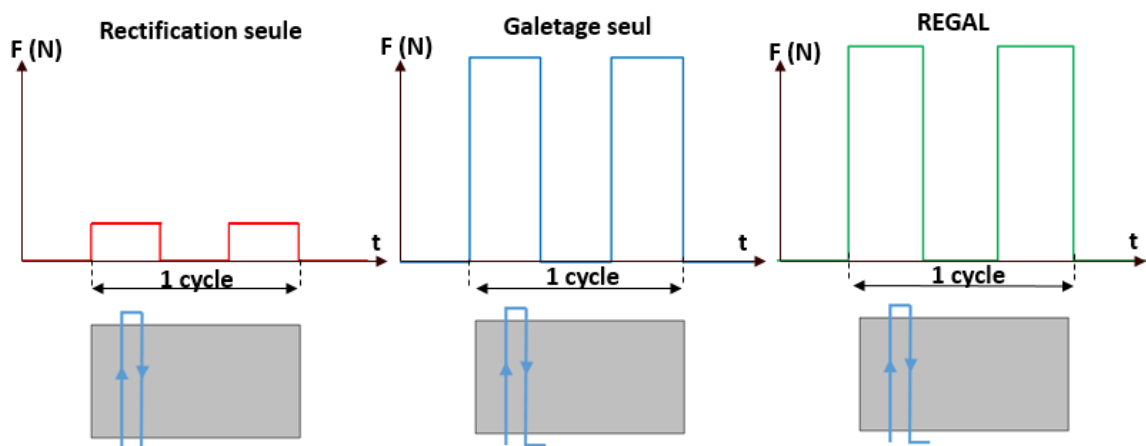


Figure II-12. Mesure des efforts pour un cycle.

La Figure II-12 montre bien que l'effort normal de REGAL et similaire à l'effort normal du galetage seul. Les efforts de rectification sont noyés dans l'effort global REGAL car ils sont nettement plus faibles. Néanmoins, il ne faut pas les négliger car ils interviennent dans l'énergie générée au cours de la rectification.

Les forces de rectification et de galetage affectent la rugosité de la surface, la dureté, la consommation de l'énergie et le gradient de contraintes résiduelles. Elles interviennent aussi dans le flux thermique généré dans la surface de contact entre la pièce et la meule. Sur cette base, il est nécessaire d'étudier et de trouver une relation entre les forces de rectification et les paramètres considérés dans la matrice d'essai.

Il est clair que les forces de rectification tangentielles et normales varient avec l'à-coups et la vitesse de la pièce (Figure II-13(a) et Figure II-14(a)). Les forces normales et tangentielles issues de la rectification augmentent avec l'à-coups (Figure II-13(a)). Lorsque l'à-coups augmente, la surface de contact meule/pièce $S_c=f.l_c$ augmente aussi. Plus la surface de contact meule/pièce augmente, plus la quantité de matière à retirer est importante et plus les puissances thermomécaniques générées au moment de la rectification sont importantes. Cela explique l'augmentation des forces de rectification avec l'à-coup f .

Les forces de rectification augmentent aussi avec la vitesse de la pièce (Figure II-14 (a)). Cela peut s'expliquer par le fait que lorsque la vitesse de la pièce augmente, la vitesse de déformation de la matière croît, et l'effet rigidifiant qui en découle augmente les contraintes de coupe et donc les forces de coupe. D'autre part, l'augmentation de la vitesse de la pièce augmente l'épaisseur maximale e_M (Eq (I-7)) du copeau formé car elle lui est directement proportionnelle. Ce phénomène local contribue également à l'augmentation des forces de rectification.

Dans la troisième sous-matrice d'essai (Tableau II-5) l'objectif est de varier la pression de galetage de 10 à 30 MPa par pas de 5 MPa, et de maintenir un taux de recouvrement de 75%. Les différentes valeurs de pression de galetage conduisent à des surfaces de contact différentes et il est ainsi nécessaire de faire varier l'à-coup pour satisfaire le taux de recouvrement de consigne. Tracer les actions de rectification de la phase 1 (Figure II-9) en fonction de la pression de galetage n'a pas de sens. En revanche, les avances sont ajustées pour satisfaire les conditions d'essais dans la phase 2 (Figure II-10). Ainsi, les forces de rectification normale et tangentielle sont tracées en fonction de f lors de ces essais (Figure II-15(a)) et il est forcé de constater

qu'elles sont logiquement sensiblement égales à celles tracées Figure II-13 (a) dans l'intervalle $f=0,18$ mm et $f=0,26$ mm.

La force normale de rectification est toujours nettement plus importante que la force tangentielle responsable de la coupe, du frottement et du labourage. Le rapport de force μ est logiquement inférieur à 1. D'autre part, les forces du procédé REGAL varient légèrement avec l'à-coups (Figure II-13 (b)) et la vitesse de la pièce (Figure II-14 (b)) mais dépendent principalement de la pression hydraulique P (Figure II-15 (b)).

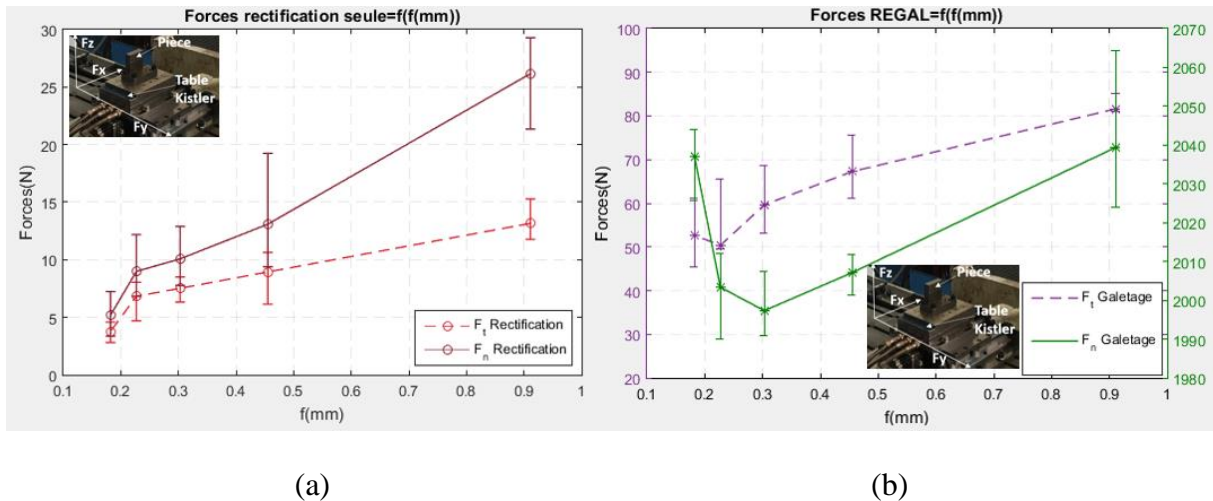


Figure II-13. Résultats de forces tangentielles et normales issues du procédé REGAL en fonction de l'à-coup f pour $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa (a) sous la meule, (b) sous la bille de galetage.

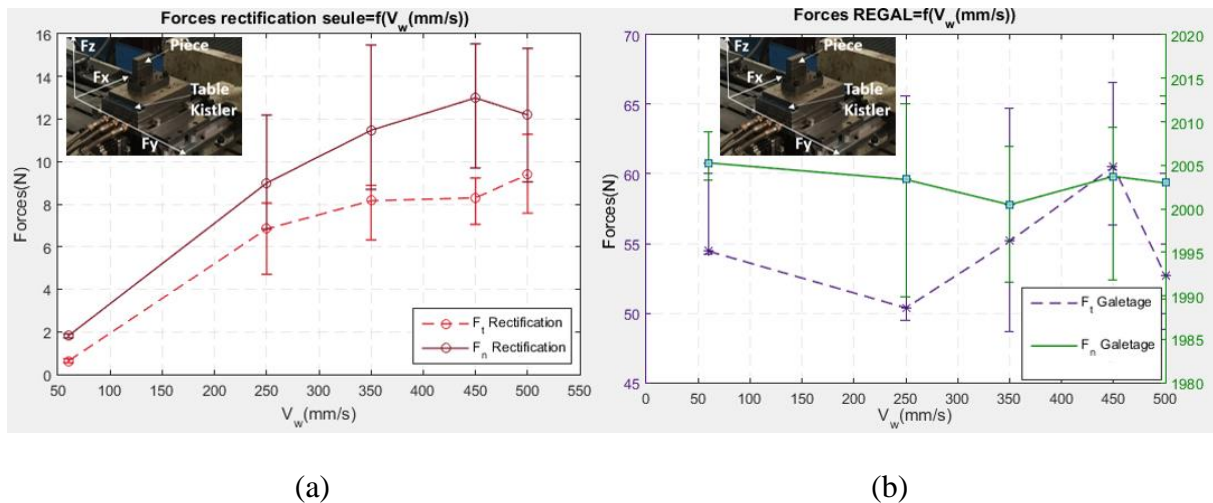


Figure II-14. Résultats des forces tangentielles et normales issues du procédé REGAL en fonction de la vitesse de la pièce pour $f=0,227$ mm et $P=20$ MPa : (a) sous la meule, (b) sous la bille de galetage.

Les forces tangentielles et normales de galetage augmentent presque linéairement avec la pression de consigne P (Figure II-15(b)). Cela est dû au fait que lorsque la pression hydraulique appliquée sur la bille augmente, la force normale appliquée par la bille sur la pièce augmente

de même pour la force tangentielle. La force normale de galetage varie quasi linéairement en fonction de la pression hydraulique P avec un coefficient de proportionnalité de 100 (Figure II-15(b)). La force normale de galetage du procédé REGAL est largement plus importante que la force tangentielle (Figure II-13(b), Figure II-14(b) et Figure II-15(b)).

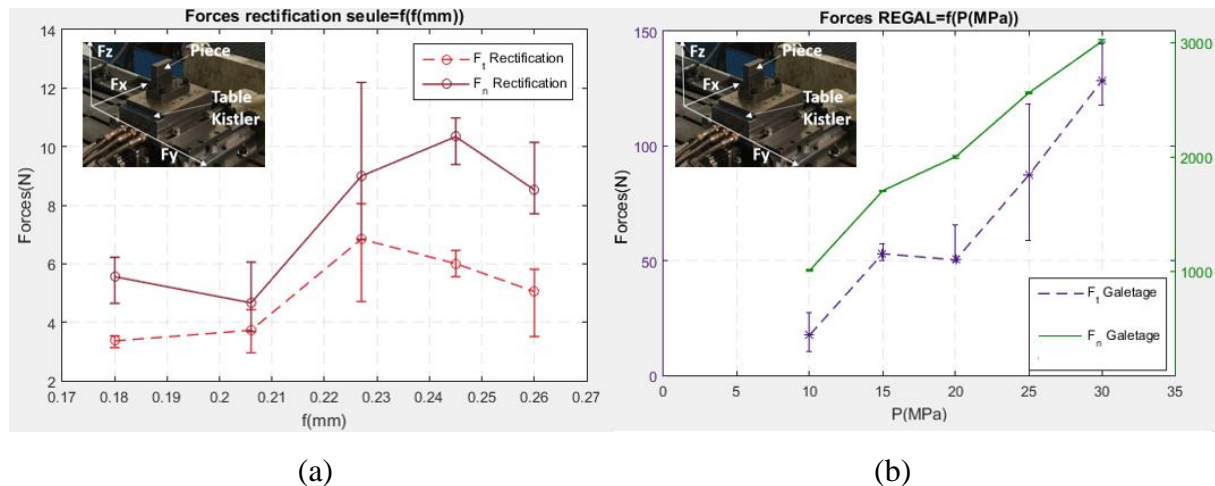


Figure II-15. Résultats des forces tangentielles et normales issues du procédé REGAL pour $V_w=250$ mm/s et $R=75\%$: (a) sous la meule en fonction de l'à-coup f , (b) sous la bille de galetage en fonction de la pression P .

• Rapport des forces REGAL

Le rapport des forces de rectification et des forces de galetages issues du procédé REGAL varient avec l'à-coup, la vitesse de la pièce et la pression de galetage (Figure II-16, Figure II-17 et Figure II-18). Il est constatable aussi à partir de ces figures que le coefficient de frottement de la rectification du procédé REGAL varie de 0,35 à 0,8 et est plus important que le coefficient de frottement du galetage du procédé REGAL qui varie de 0,025 à 0,047. Cela se justifie par le fait que le procédé de rectification est un procédé d'enlèvement de matière par abrasion qui implique de la micro-coupe, du labourage et des frottements. Le procédé de galetage est quant à lui un procédé de renforcement avec un contact roulant. Par ailleurs, plus f est grand plus la surface de contact meule-pièce est importante et plus il y a de grains actifs dans l'interface de rectification. Les efforts nécessaires pour labourer la pièce sont d'autant plus importants car les écoulements latéraux sont gênés par les bourrelets générés par les grains voisins. Cela a pour conséquence une augmentation plus nette de la force normale en comparaison avec la croissance de la force tangentielle (Figure II-13 (a)). Ainsi s'explique la diminution du rapport des forces de rectification avec l'augmentation de f .

La valeur minimale du coefficient de frottement de galetage dans le procédé REGAL est 0,025 obtenue pour $f=0,227$ mm et la maximale est 0,042 obtenue pour $f=0,911$ mm (Figure II-16). Le contact entre la bille et la pièce est un contact roulant avec une pression importante.

L'augmentation de f accroît l'engagement de la bille et donc les déformations plastiques qui ont tendance à empêcher le roulement de la bille. C'est ce qui peut expliquer la croissance, somme toute très faible, du rapport de force de galetage lors de REGAL

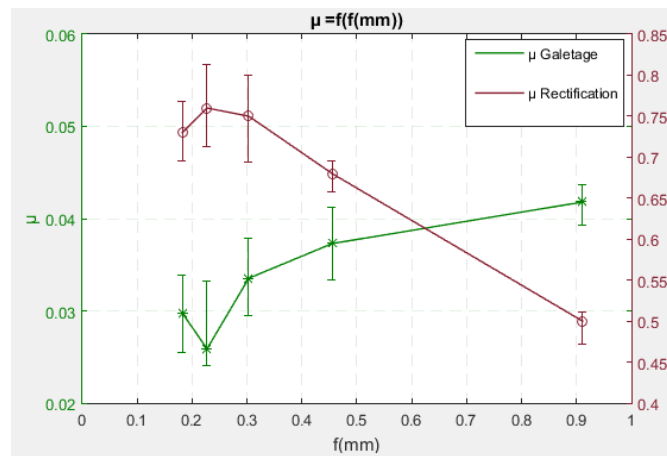


Figure II-16. Rapport de forces du procédé REGAL en fonction de l'à-coups pour $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.

Le coefficient de frottement de galetage du procédé REGAL varie très peu en fonction de la vitesse de galetage (Figure II-17). La légère augmentation pourrait être due à l'effet rigidifiant lié à l'augmentation de la vitesse de déformation lorsque V_w augmente, impliquant une légère croissance de F_t alors que F_n reste constant (Figure II-14(b)). Par contre, le coefficient de frottement de la rectification augmente avec la vitesse de la pièce de 0,35 pour $V_w = 60$ mm/s à 0,78 pour $V_w = 500$ mm/s (Figure II-17). Dans ce cas, la surface de contact est constante, le nombre de grains actifs est a priori le même et lorsque la vitesse de la pièce augmente les effets rigidifiants augmentent les efforts (Figure II-14 (a)) et donc globalement le rapport de force.

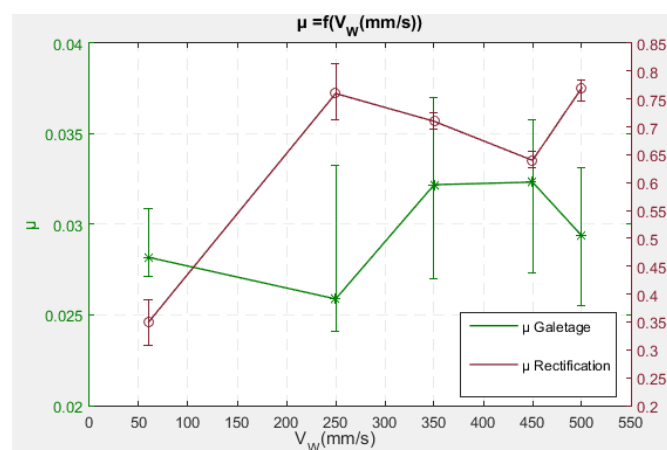


Figure II-17. Rapport de forces du procédé REGAL en fonction de la vitesse de la pièce pour $f=0.227$ mm et $P=20$ MPa.

Le coefficient de frottement du galetage augmente de 0,025 pour $P=10$ MPa à 0,047 pour $P=30$ MPa dû probablement aux déformations plastiques plus intenses pénalisants ainsi le

roulement de la bille à forte pression P . Le coefficient de frottement de rectification n'est pas affecté par la pression dans la phase 1 (Figure II-9) mais cela change comme dit précédemment l'avance pour satisfaire les conditions de recouvrement dans la phase 2. L'évolution du rapport de force de rectification (Figure II-15) n'est rien d'autre qu'une discrétisation fine de l'intervalle $[0,18;0,26]$ de f dans la Figure II-18.

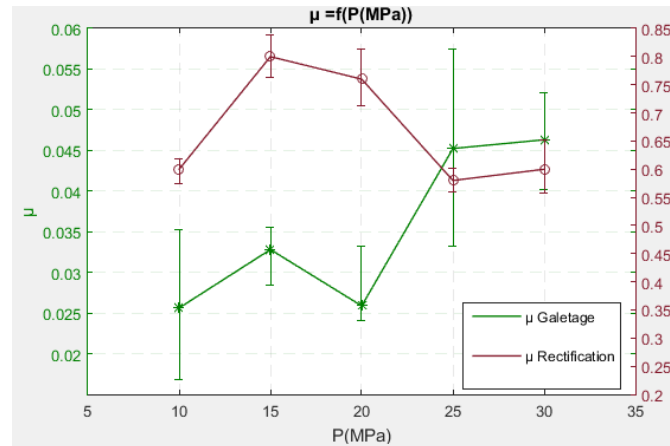


Figure II-18. Rapport de forces du procédé REGAL en fonction de la pression pour $V_w=250$ mm/s.

- **Comparaison des résultats de forces de galetage entre le procédé de galetage et le procédé REGAL**

Comme souligné dans la partie II.3.3 une campagne d'essais du procédé de galetage seul a été lancée en plus de celle du procédé REGAL dans le but de constater les différences de chaque procédé.

Les valeurs des forces tangentielles issues du procédé de galetage seul sont plus importantes que celles obtenues avec le procédé REGAL (Figure II-19 (a)). Les forces normales sont logiquement presque identiques (Figure II-19 (b)) car elles découlent d'une même pression de consigne. L'évolution des forces tangentielles du procédé de galetage seul et de REGAL en fonction de f est la même (Figure II-19 (a)) pour les mêmes raisons qu'expliquées précédemment.

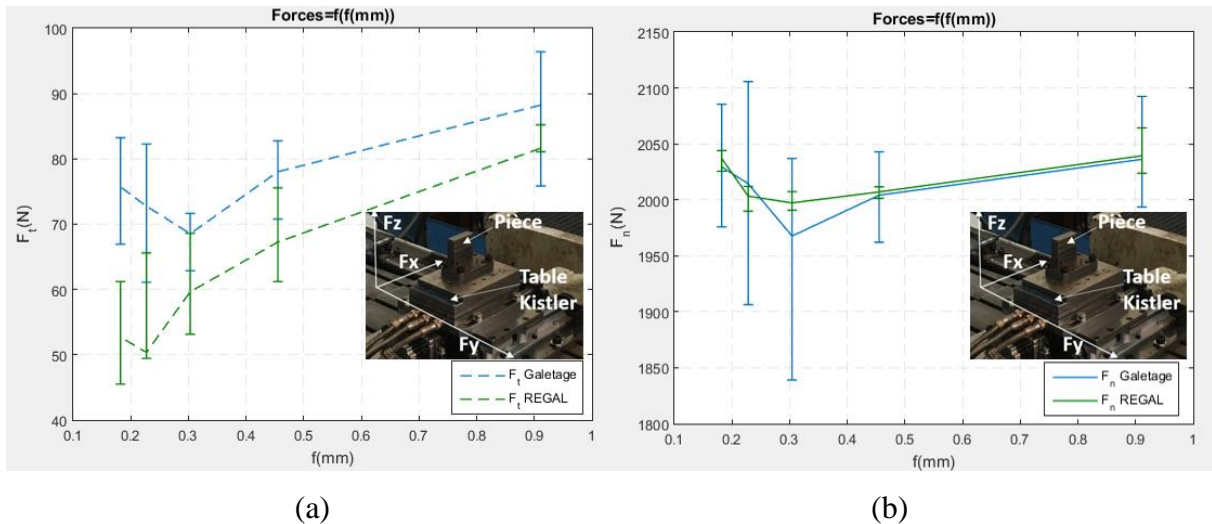


Figure II-19. Résultats des forces issues du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de f pour $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa: (a) forces tangentielles, (b) forces normales.

Les valeurs des forces tangentielles issues du procédé de galetage agissant seul sont également plus importantes que celles obtenues dans le procédé REGAL pour différentes valeurs de V_w (Figure II-20 (a)). La différence entre les valeurs est d'autant plus importante pour de faible valeur de V_w . Les forces normales restent logiquement toujours identiques (Figure II-20 (b)).

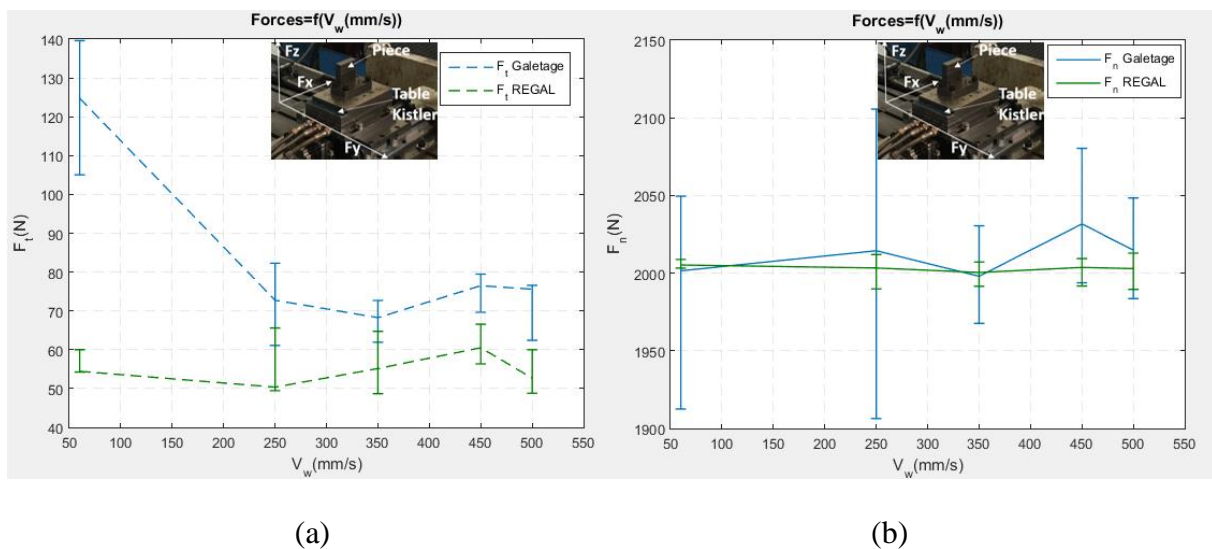


Figure II-20. Résultats des forces issues du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de la vitesse de la pièce pour $f=0.227$ mm et $P=20$ MPa: (a) forces tangentielles, (b) forces normales.

Les valeurs des forces tangentielles issues du procédé de galetage agissant seul sont plus importantes que celles obtenues avec le procédé REGAL lorsque l'on fait varier la pression P (Figure II-21 (a)). Les forces normales sont parfaitement identiques (Figure II-21 (b)). Les valeurs de forces tangentielles et normales augmentent avec la pression (Figure II-21 (a) et (b)).

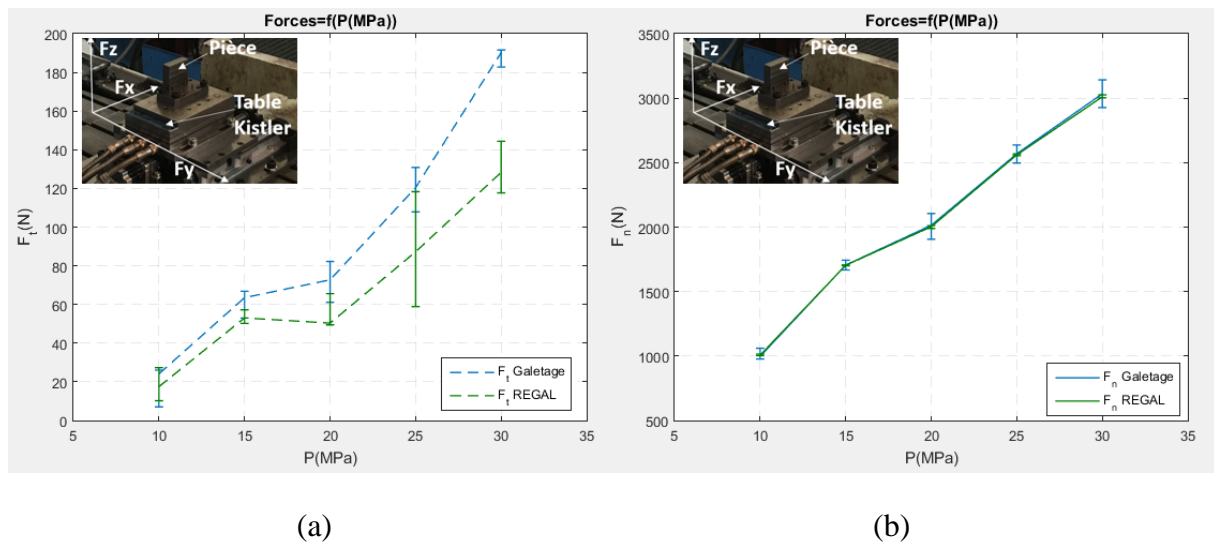


Figure II-21. Résultats des forces issues du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de la pression pour $V_w=250$ mm/s : (a) forces tangentielles, (b) forces normales.

La comparaison entre les résultats de forces de galetage du procédé de galetage agissant seul et les résultats de forces de galetage issues du procédé de rectification-galetage combiné (REGAL) montrent une nette différence pour les actions tangentielles. En effet, les actions normales résultent de la même pression de consigne et dépendent bien évidemment de la surface de l'empreinte laissée par la bille sur la pièce. Les effets thermomécaniques de la rectification ne semblent pas avoir d'impact significatif sur cette empreinte ce qui fait qu'en galetage seul et suite à REGAL les efforts normaux sont quasi identiques. Néanmoins, pour les actions tangentielles les choses se passent autrement. En effet, comme dit précédemment, l'action tangentielle résulte de l'effet du frottement et de l'écoulement de la matière autour de la bille. Ainsi, il semblerait que ces effets soient moindres lorsque le galetage est accompagné par les sollicitations thermomécaniques de la rectification. Ainsi, les effets résiduelles, thermique et mécanique, de la rectification facilitent l'écoulement de la matière et les efforts nécessaires pour cela sont forcément moins importants. Ce phénomène est d'autant plus marqué lorsque la vitesse de la pièce est faible. En effet, dans de telle condition, un temps plus important est accordé à la conduction thermique. Cela favorise des élévations de température plus en profondeur de la pièce et facilite, ainsi, l'écoulement plastique du matériau. Par une telle analyse, il est aisé d'expliquer les résultats de la Figure II-20 (a) au niveau des efforts mais aussi ceux au niveau du rapport de force de galetage (Figure II-23).

Les différences constatées entre les efforts tangentiels de galetage (Figure II-19, Figure II-20 et Figure II-21) expliquent les différences obtenues pour les coefficients de frottement (Figure II-22, Figure II-23 et Figure II-24).

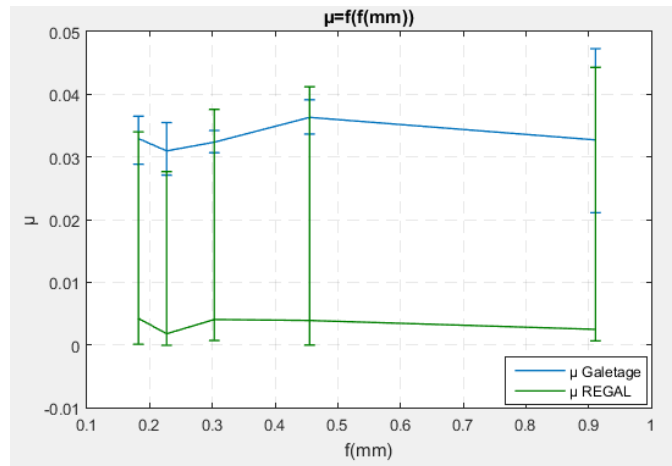


Figure II-22. Résultats des rapports de forces du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de f pour $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.

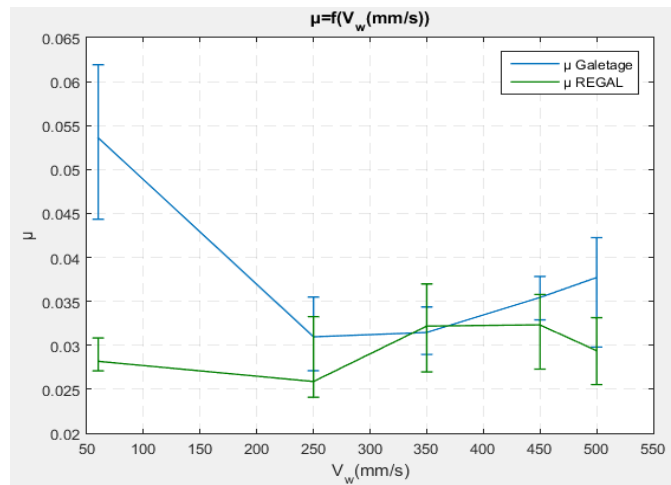


Figure II-23. Résultats des rapports de forces du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de la vitesse de la pièce pour $f=0.227$ mm et $P=20$ MPa.

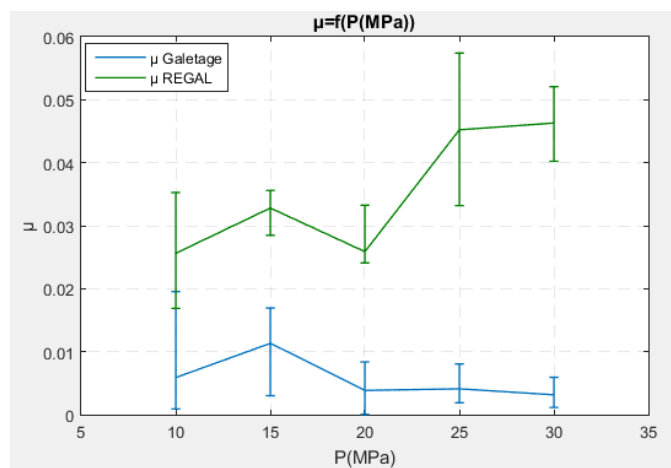


Figure II-24. Résultats des rapports de forces du galetage seul et du procédé REGAL en fonction de la pression pour $V_w=250$ mm/s.

II.4.1.2 Énergies spécifiques de rectification

L'énergie spécifique de rectification u est calculée en fonction du taux d'enlèvement de matière Q (Eq (II-2)) qui dépend de la vitesse de la pièce (Eq (II-3)).

$$u = \frac{F_t V_s}{Q} \quad (\text{II-2})$$

$$Q = a_p V_w b \quad (\text{II-3})$$

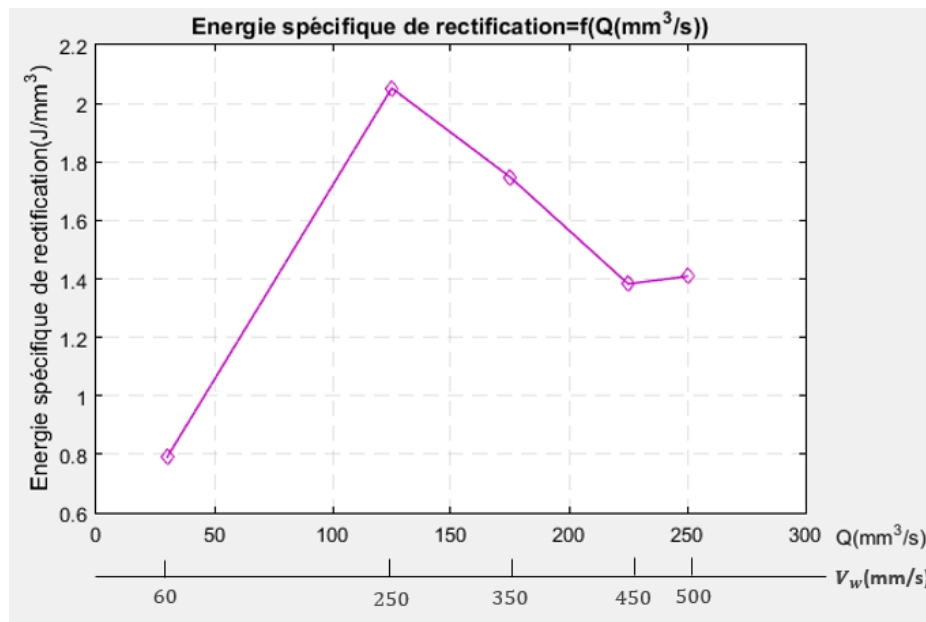


Figure II-25. Énergie spécifique de rectification en fonction du taux d'enlèvement de matière obtenue pour différentes vitesses de la pièce de 60 mm/s, 250 mm/s, 350 mm/s, 450 mm/s et 500 mm/s.

Un taux d'enlèvement de matière maximal de 250 mm³/s est obtenu pour une vitesse de pièce V_w de 500 mm/s pour une faible énergie spécifique de rectification de 1,4 J/mm³. L'énergie spécifique de rectification (Figure II-25) est nettement plus importante (2,05 J/mm³) lorsque le taux d'enlèvement de matière est deux fois moins importants (125 mm³/s). Ainsi, à partir d'une certaine valeur de débit de matière retirée (125 mm³/s) l'énergie spécifique est maximale puis décroît rapidement jusqu'à visiblement atteindre un nouveau plateau.

II.4.2 Effet du procédé REGAL sur les contraintes résiduelles

II.4.2.1 Étude des contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles notées S sont des contraintes qui persistent à l'équilibre, à température ambiante et en l'absence de tout chargement extérieur. Ainsi, en chaque point M de la pièce, il existe un tenseur d'ordre 2 de contraintes résiduelles dans un espace vectoriel de dimension trois défini sur le corps des réels noté \mathbb{R}^3 . Ces composantes donnent dans la base dans laquelle elles sont exprimées, les contraintes résiduelles normales selon les vecteurs de

base et les contraintes résiduelles de cisaillement dans les trois plans formés par les vecteurs de base. Il est, de ce fait, important d'enrichir la notation S afin de donner la direction dans laquelle la contrainte résiduelle est définie.

Les contraintes résiduelles proviennent des sollicitations thermomécaniques induites par les procédés de fabrication. En effet, toutes sollicitations thermique, mécanique, avec ou sans transformation métallurgique, initiées par un procédé d'usinage ou de renforcement peut engendrer l'apparition de contraintes résiduelles. Celles-ci peuvent être bénéfiques à la durée de vie de la pièce si elles sont de compression ou néfaste si elles sont de traction. Les contraintes résiduelles de compression ralentissent la propagation des fissures ou empêche leur apparition alors que les contraintes résiduelles de traction favorisent l'apparition des fissures ainsi que leurs propagations. L'étude des contraintes résiduelles peut ainsi donner une information sur la tenue en fatigue des pièces pendant leur cycle de vie mais aussi lors de la fabrication telles les distorsions, défauts de planéité, etc.

Il est vrai que les contraintes résiduelles peuvent apparaître suite au traitement thermique ou de l'usinage des pièces mais ces contraintes peuvent s'accumuler tout au long de leur cycle de vie ce qui peut provoquer leur dégradation. La maîtrise des contraintes résiduelles est un enjeu majeur pour garantir les performances mécaniques, la sécurité et la durabilité des pièces métalliques ce qui a conduit au développement d'appareils de plus en plus performants et précis dans le but de les quantifier.

Dans le cadre de la présente étude pour les essais du Tableau II-5, toutes les courbes de contraintes résiduelles dans le sens du galetage S22 et dans le sens de l'avance S11 ont toute la même tendance (Figure II-26). Pour la courbe S22, la valeur maximale en compression est obtenue en sous-couche à une profondeur notée Z_{max} . La profondeur affectée notée Z_{aff} est la profondeur à partir de laquelle les contraintes résiduelles reviennent à zéro. Les grandeurs étudiées en fonction de l'avance f , de la vitesse de la pièce V_w et de la pression de consigne P sont : S11 surf, S22 surf, S22 max, Z_{max} et Z_{aff} (Figure II-26).

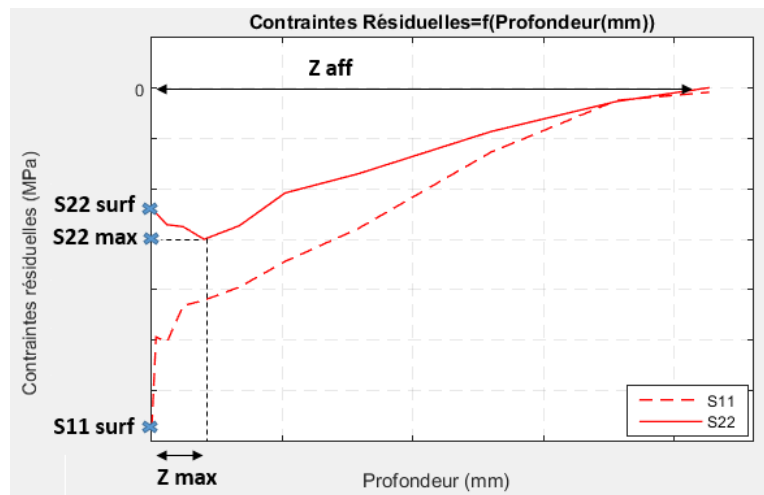


Figure II-26. Allure générale des profils de contraintes résiduelles selon la profondeur.

II.4.2.2 Résultats des contraintes résiduelles de la pièce brute

Les résultats de contraintes résiduelles de la pièce brute obtenue par fraisage sont en légère compression en surface et en sous couche jusqu'à une profondeur Z aff qui ne dépasse pas les 0,3 mm (Figure II-27).

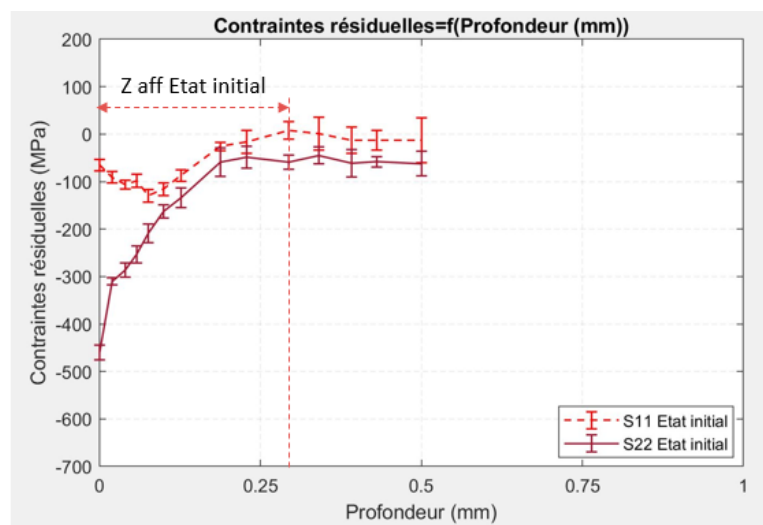


Figure II-27. Résultats des contraintes résiduelles de la pièce brute.

Les procédés galetage et REGAL modifient l'allure des contraintes résiduelles obtenues pour la pièce brute (Figure II-27) en introduisant des résultats plus compressives en surface et en sous couche et en augmentant la valeur de la profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression notée Z aff ce qui sera développé par la suite.

II.4.2.3 Résultats des contraintes résiduelles après galetage

La technique adoptée dans la détermination expérimentale des contraintes résiduelles est la diffraction de rayons X (DRX). Comme dit précédemment, cette technique n'est pas totalement

non-destructive car pour la détermination des gradients de contraintes résiduelles en sous couche, un enlèvement de matière par polissage électrolytique a été utilisé.

Suite au procédé de galetage (Figure II-28) les contraintes résiduelles obtenues en surface sont de compression que ce soit dans la direction perpendiculaire au galetage S11 ou dans la direction de galetage S22 (Figure II-29, Figure II-31 et Figure II-33). D'autre part, les valeurs des contraintes résiduelles de compression sont plus importantes dans la direction perpendiculaire au galetage S11 (Figure II-29(a), Figure II-31(a) et Figure II-33(a)) que dans la direction de galetage S22 (Figure II-29(b), Figure II-31(b) et Figure II-33(b)). Cela dénote un plus grand écoulement plastique latéral que frontale lors du roulement de la bille sur la surface.

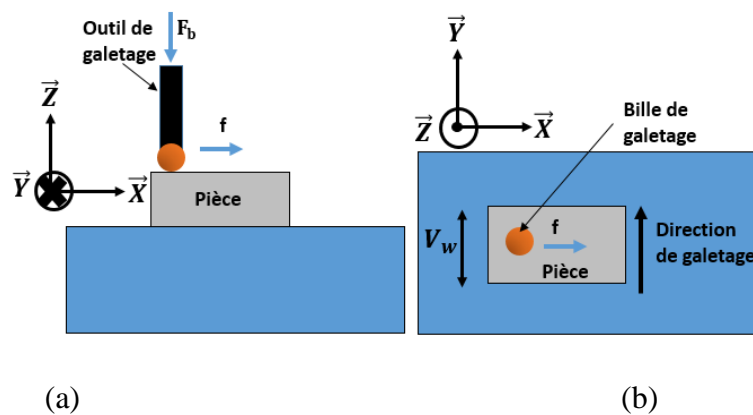


Figure II-28. (a) Vue de face, (b) vue de dessus du procédé de galetage.

Le taux de recouvrement de galetage a une influence sur les résultats de contraintes résiduelles (Figure II-29). Lorsque la valeur de f augmente c'est-à-dire lorsque le taux de recouvrement diminue, la profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression diminue (Tableau II-7, Figure II-30 (a)). En outre, l'augmentation du taux de recouvrement implique un nombre plus important de passages de la bille par un même point de la pièce. Le mécanisme pressenti peut s'expliquer relativement facilement. En effet, au premier passage un volume de matière en sous-couche subit un écroutissage et donc des déformations plastiques permanentes. Au passage suivant ce premier volume écrouti se déplace à volume constant et viendra écrouter un autre volume sous cette même couche augmentant ainsi la profondeur affectée. Ce phénomène physique se répète au passage suivant et ainsi de suite. Ce qui explique l'obtention de contraintes résiduelles de compression à une profondeur plus importante lorsque f diminue c'est-à-dire lorsque le taux de recouvrement augmente. Par ailleurs, la profondeur à laquelle est observée le pic de compression de la contrainte résiduelle dans le sens du roulement n'est pas affectée par une variation du taux de recouvrement. D'autre part, l'augmentation du taux de

recouvrement n'affecte pas non plus les valeurs des contraintes résiduelles de compression en surface tant pour S11 que pour S22 (Figure II-30(b)).

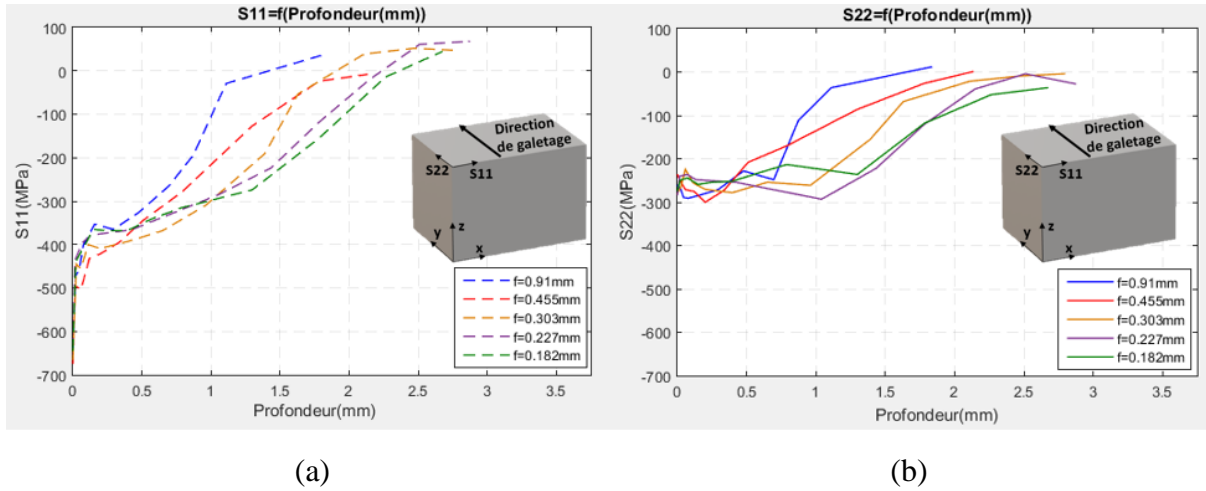


Figure II-29. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé de galetage obtenues pour différents f , $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa : (a) dans la direction perpendiculaire au galetage S11 ; (b) dans la direction de galetage S22.

Tableau II-7. Résultats des contraintes résiduelles (S11 et S22) obtenues expérimentalement pour différents à-coups suite au procédé de galetage.

f (mm)	S11 surf (MPa)	S22 surf (MPa)	S22 max (MPa)	Z max (mm)	Z aff (mm)
$2a=0,911$	-652 (± 8)	-262 (± 10)	-291 (± 12)	0,076	1,5
$2a/2=0,455$	-673 (± 10)	-237 (± 8)	-300 (± 8)	0,2	2
$2a/3=0,303$	-664 (± 11)	-279 (± 10)	-278 (± 9)	0,395	2
$2a/4=0,227$	-640 (± 13)	-282 (± 7)	-293 (± 12)	1,04	2,25
$2a/5=0,182$	-643 (± 11)	-273 (± 8)	-259 (± 10)	0,149	2,4

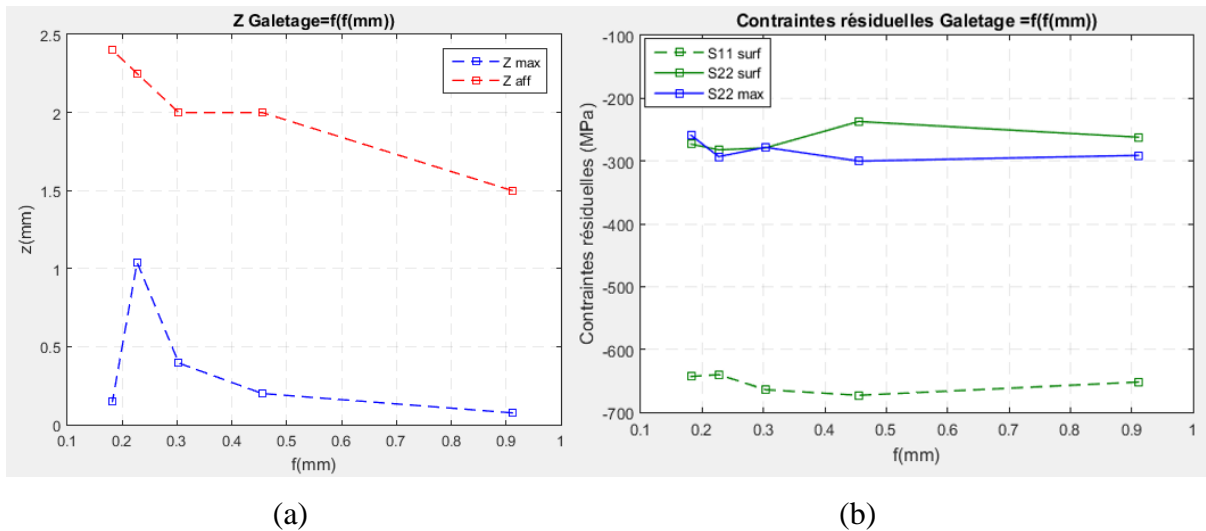


Figure II-30. (a) Z max et Z aff en fonction de f pour le procédé de galetage, (b) S11 surf, S22 surf et S22 max en fonction de f pour le procédé de galetage.

Lorsque la vitesse de la pièce V_w varie les contraintes résiduelles (Figure II-31), la profondeur affectée Z_{aff} , la profondeur de contrainte de roulement max en compression Z_{max} (Tableau II-8, Figure II-32(a)), les contraintes résiduelles en surface et la valeur S_{22} max (Figure II-32(b)), ne sont pas affectées. L'effet rigidifiant, lié à l'augmentation de la vitesse de déformation lorsque V_w augmente ne semble pas avoir d'impact sur les paramètres considérés.

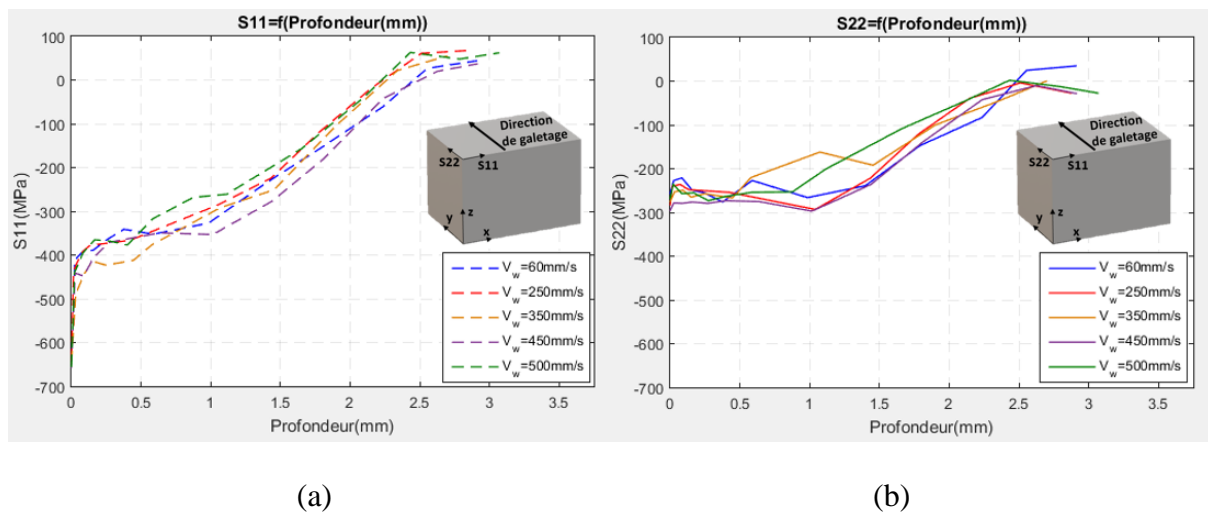
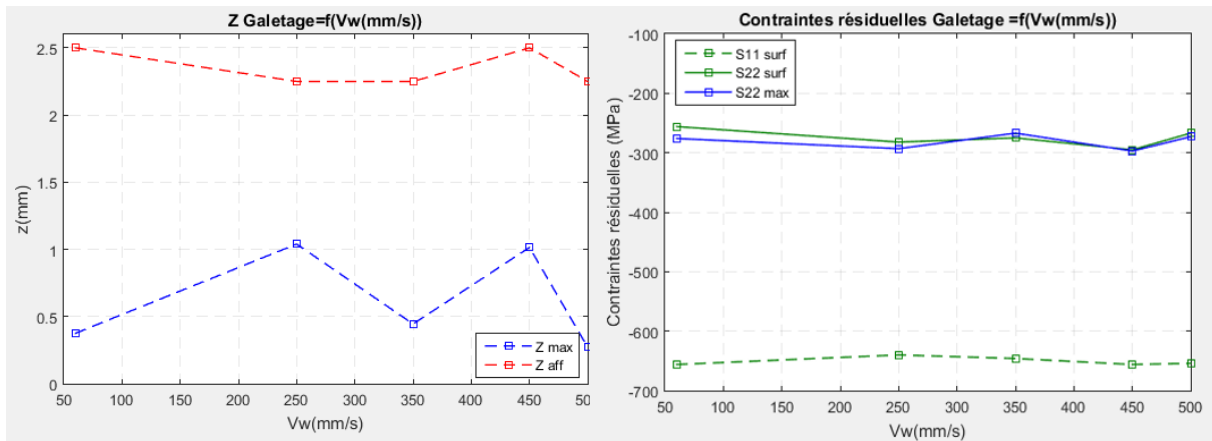


Figure II-31. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé de galetage obtenues pour différentes vitesses de la pièce, $f=0,227$ mm et $P=20$ MPa : (a) dans la direction perpendiculaire au galetage S11 ; (b) dans la direction de galetage S22.

Tableau II-8. Résultats des contraintes résiduelles (S11 et S22) obtenues expérimentalement pour différentes vitesses de la pièce suite au procédé de galetage.

V_w (mm/s)	S11 surf (MPa)	S22 surf (MPa)	S22 max (MPa)	Z max (mm)	Z aff (mm)
60	-656 (± 15)	-256 (± 8)	-276 (± 16)	0,376	2,5
250	-640 (± 13)	-282 (± 7)	-293 (± 12)	1,04	2,25
350	-646 (± 11)	-275 (± 8)	-267 (± 19)	0,445	2,25
450	-656 (± 14)	-295 (± 6)	-297 (± 15)	1,015	2,5
500	-654 (± 14)	-267 (± 8)	-273 (± 14)	0,272	2,25

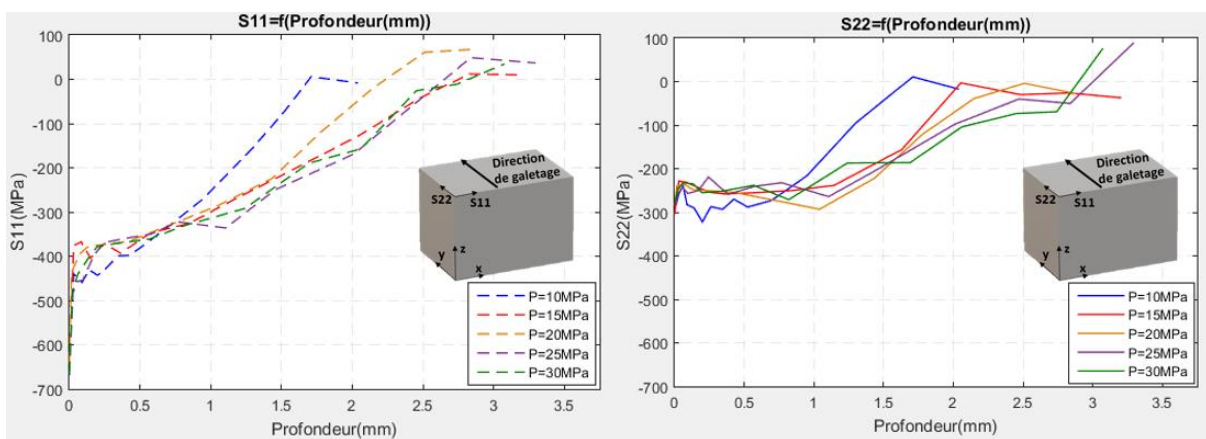


(a)

(b)

Figure II-32. (a) Z max et Z aff en fonction de V_w pour le procédé de galetage, (b) S_{11} surf, S_{22} surf et S_{22} max en fonction de V_w pour le procédé de galetage.

La pression de consigne P ne semble pas avoir d'influence sur les valeurs des contraintes résiduelles (Figure II-33). En revanche, leur distribution en sous-couche semble être affectée. Plus particulièrement, la profondeur affectée Z aff augmente avec la pression de consigne (Tableau II-9, Figure II-34 (a)). Cela peut être expliqué par le fait que lorsque la pression augmente à chaque passage de la bille les déformations plastiques augmentent et donc le mécanisme physique d'écroutissage successif en sous couche se fait de manière plus intense. Toutes les autres grandeurs, ne semblent pas être impactées.



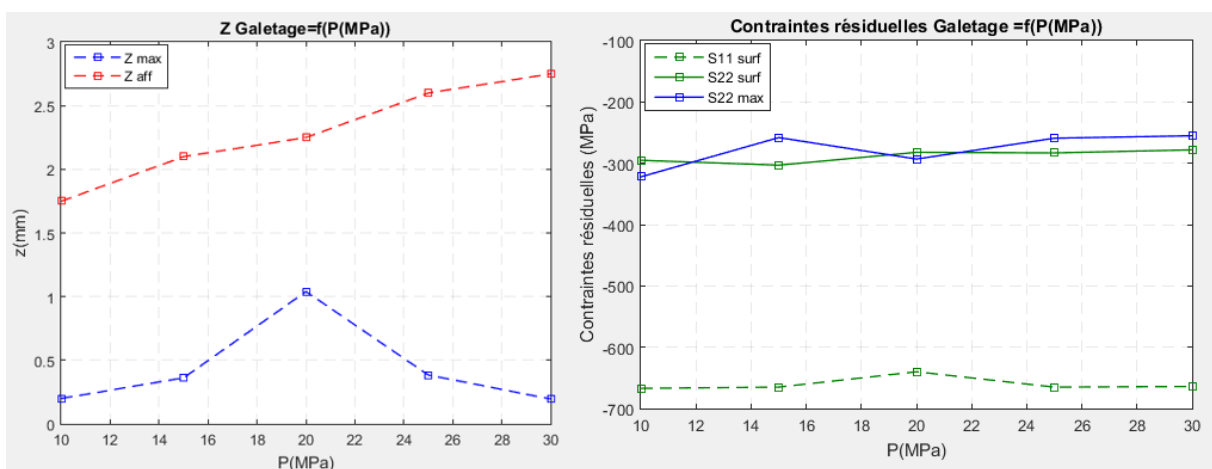
(a)

(b)

Figure II-33. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé de galetage obtenues pour différentes pressions de galetage, $R=75\%$ et $V_w=250$ mm/s: (a) dans la direction perpendiculaire au galetage S_{11} ; (b) dans la direction de galetage S_{22} .

Tableau II-9. Résultats des contraintes résiduelles (S11 et S22) et de profondeurs affectées obtenues expérimentalement pour différentes pressions suite au procédé de galetage.

P (MPa)	S11 surf (MPa)	S22 surf (MPa)	S22 max (MPa)	Z max (mm)	Z aff (mm)
10	-667 (± 11)	-295 (± 10)	-322 (± 13)	0,2	1,75
15	-665 (± 17)	-303 (± 8)	-258 (± 11)	0,362	2,1
20	-640 (± 13)	-282 (± 7)	-293 (± 12)	1,04	2,25
25	-665 (± 13)	-283 (± 10)	-259 M (± 9)	0,384	2,6
30	-664 (± 15)	-278 (± 8)	-255 (± 12)	0,196	2,75



(a)

(b)

Figure II-34. (a) Z max et Z aff en fonction de P pour le procédé de galetage, (b) S11 surf, S22 surf et S22 max en fonction de P pour le procédé de galetage.

En somme, les paramètres les plus influents sur la profondeur affectée, Z aff, par les contraintes résiduelles de compression après galetage sont l'avance de la bille de galetage et la pression de galetage.

II.4.2.4 Résultats des contraintes résiduelles après REGAL

Suite au procédé REGAL (Figure II-35), les contraintes résiduelles obtenues en surface sont de compression que ce soit dans la direction perpendiculaire au REGAL S11 ou dans la direction de REGAL S11 (Figure II-36, Figure II-38 et Figure II-40). D'autre part, les contraintes résiduelles sont plus importantes en compression dans la direction perpendiculaire à la rectification-galetage S11 (Figure II-36(a), Figure II-38(a) et Figure II-40(a)) que dans la direction de rectification-galetage S22 (Figure II-36 (b), Figure II-38 (b) et Figure II-40 (b)).

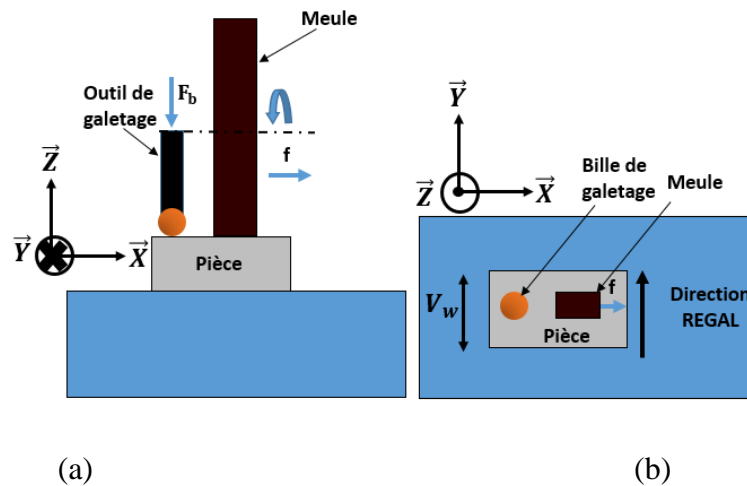


Figure II-35. (a) Vue de face, (b) vue de dessus du procédé REGAL.

Lorsque le taux de recouvrement diminue c'est-à-dire quand l'avance f augmente, la profondeur affectée diminue. Ce résultat est logique en égard au mécanisme physique décrit au paragraphe précédent. Pour des avances f compris entre 0,182 mm et 0,303 mm, c'est-à-dire des taux de recouvrement compris entre 80 et 66,7%, la profondeur Z max du pic de compression S22 max décroît quasi linéairement pour ensuite se stabiliser (Tableau II-10, Figure II-37(a)). La valeur de contrainte en surface dans le sens de l'avance S11 surf, n'est pas affectée par l'avance lors de REGAL (Tableau II-10, Figure II-37(b)). De légères variations sont par contre remarquables sur la contrainte résiduelle en surface dans le sens du roulement de la bille, S22 surf, et pour la valeur du pic de compression, où l'augmentation du taux de recouvrement semble respectivement diminuer la valeur S22 surf et augmenter la valeur S22 max. Les variations de 100 MPa pour S22 surf, et 50 MPa pour S22 max peuvent être considérées négligeables pour des grandeurs de contraintes résiduelles déterminées expérimentalement.

Comprimer une surface déjà écrouie par un précédent passage de REGAL conduit à obtenir des contraintes résiduelles de compression à une profondeur plus importante et aussi à l'écrouissage de la sous couche de la pièce.

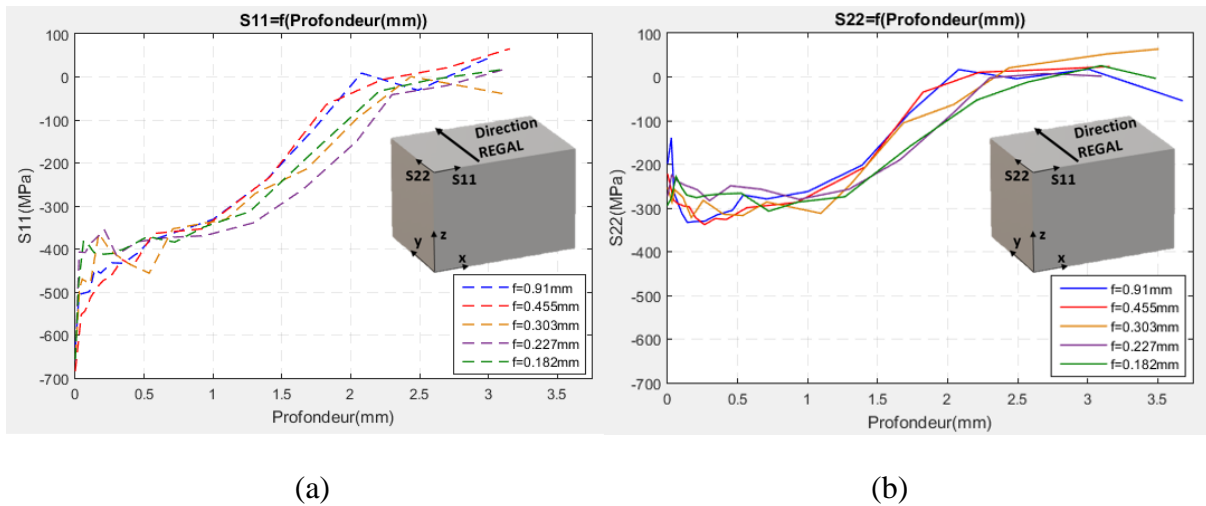


Figure II-36. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé REGAL obtenues pour différents f , $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa : (a) dans la direction perpendiculaire à la rectification-galetage S_{11} ; (b) dans la direction de rectification-galetage S_{22} .

Tableau II-10. Résultats des contraintes résiduelles (S_{11} et S_{22}) obtenues expérimentalement pour différents à-coups suite au procédé REGAL.

f (mm)	S_{11} surf (MPa)	S_{22} surf (MPa)	S_{22} max (MPa)	Z max (mm)	Z aff (mm)
$2a=0,911$	-628 (± 9)	-197 (± 10)	-333 (± 9)	0,141	2
$2a/2=0,455$	-682 (± 7)	-223 (± 7)	-338 (± 5)	0,262	2,25
$2a/3=0,303$	-649 (± 15)	-254 (± 17)	-322 (± 11)	0,17	2,5
$2a/4=0,227$	-658 (± 14)	-271 (± 6)	-283 (± 11)	0,298	3
$2a/5=0,182$	-655 (± 16)	-292 (± 9)	-307 (± 10)	0,722	3

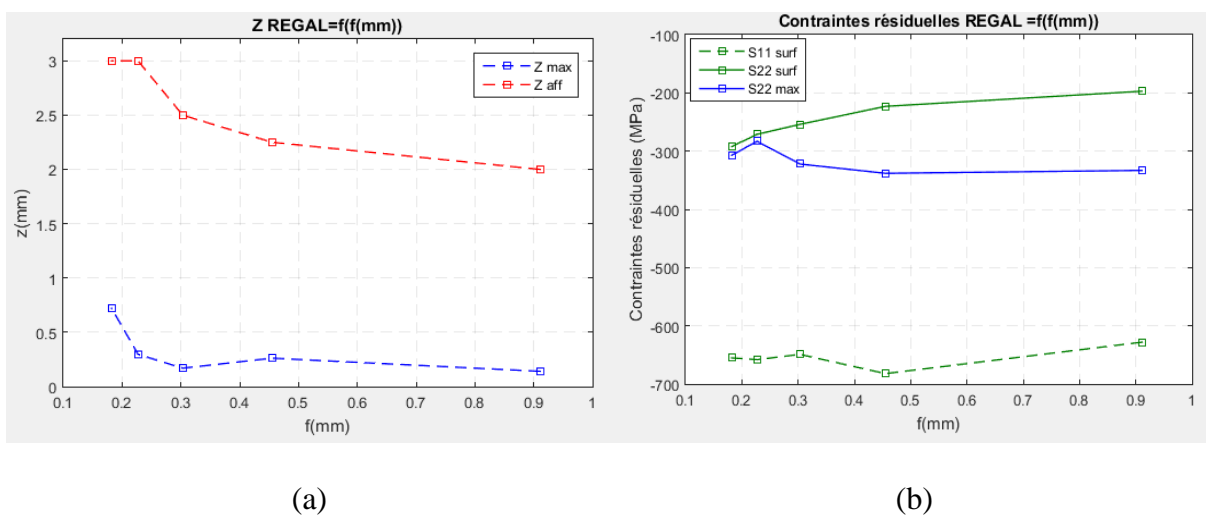


Figure II-37. (a) Z_{max} et Z_{aff} en fonction de f pour le procédé REGAL, (b) S_{11} surf, S_{22} surf et S_{22} max en fonction de f pour le procédé REGAL.

La vitesse d'avance V_w du procédé REGAL n'a pas d'influence sur l'ensemble des paramètres considérés : profil de contrainte résiduel (Figure II-38), les profondeurs affectées Z_{aff} et la profondeur de pics max Z_{max} (Tableau II-11, Figure II-39 (a)), la valeur du pic de compression maximum $S_{22} \max$ et les valeur de contrainte de surface dans le sens de galetage et de l'avance (Tableau II-11, Figure II-39 (b)). Là encore l'effet rigidifiant lié à l'augmentation de la vitesse de déformation n'a pas d'impact sur les paramètres étudiés (Figure II-37).

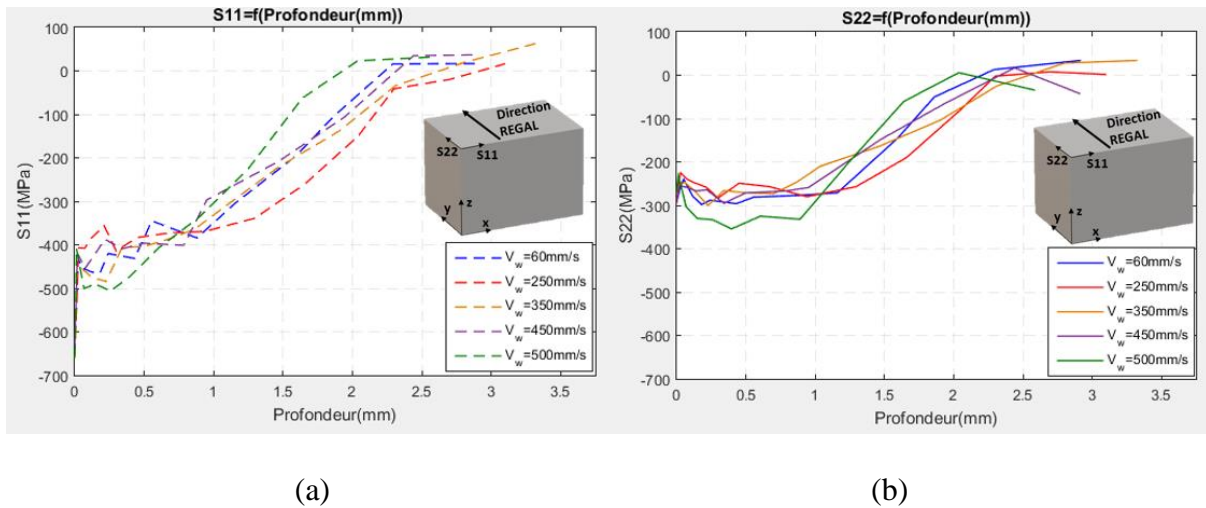


Figure II-38. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé REGAL obtenues pour différentes vitesses de la pièce, $f=0,227$ mm et $P=20$ MPa : (a) dans la direction perpendiculaire à la rectification-galetage S_{11} ; (b) dans la direction de rectification-galetage S_{22} .

Tableau II-11. Résultats des contraintes résiduelles (S_{11} et S_{22}) obtenues expérimentalement pour différentes vitesses de la pièce suite au procédé REGAL.

V_w (mm/s)	S_{11} surf (MPa)	S_{22} surf (MPa)	$S_{22} \max$ (MPa)	$Z \max$ (mm)	$Z \text{ aff}$ (mm)
60	-654 (± 17)	-292 (± 10)	-298 (± 20)	0,18	2,25
250	-658 (± 14)	-271 (± 6)	-283 (± 11)	0,298	3
350	-654 (± 17)	-292 (± 10)	-300 (± 13)	0,226	2,5
450	-629 (± 16)	-294 (± 9)	-295 (± 8)	0,342	2,3
500	-657 (± 12)	-268 (± 11)	-354 (± 14)	0,396	2

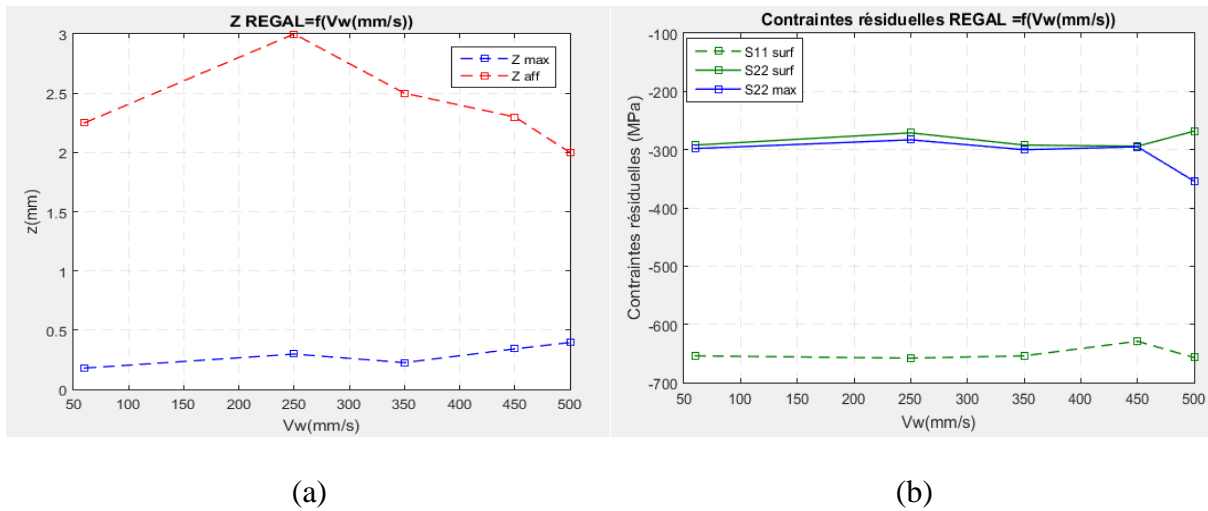


Figure II-39. (a) Z_{max} et Z_{aff} en fonction de V_w pour le procédé REGAL, (b) S_{11} surf, S_{22} surf et S_{22} max en fonction de V_w pour le procédé REGAL.

Au cours du procédé REGAL, la pression de consigne P influe clairement les profils de contraintes résiduelles en termes de profondeur affectées (Figure II-40). Cette remarque sur l'évolution de Z_{aff} en fonction de P se vérifie clairement sur la Figure II-41(a). Tous les autres ne sont pas affectés par l'augmentation de la pression de consigne.

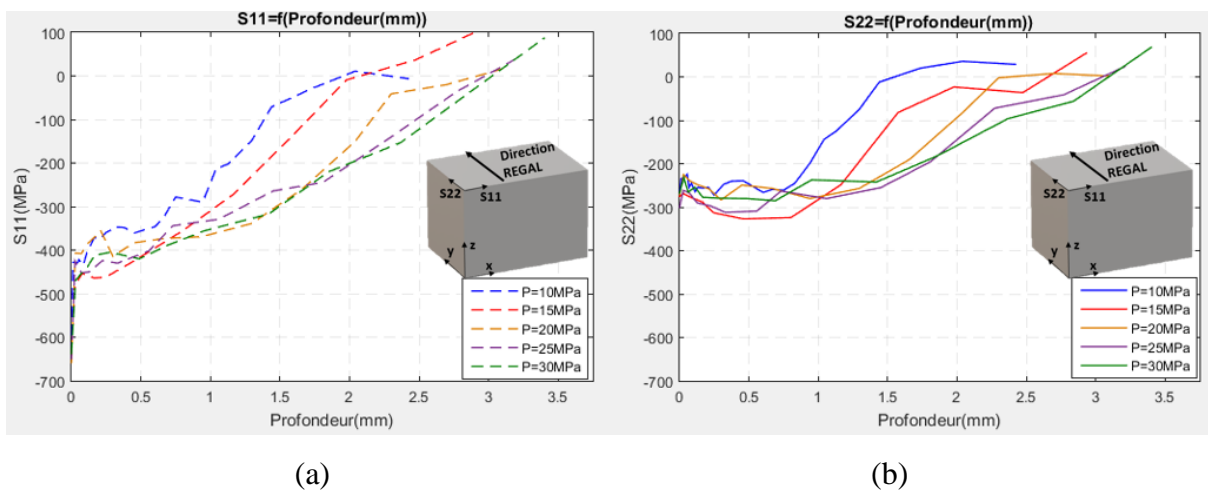


Figure II-40. Contraintes résiduelles expérimentales en fonction de la profondeur de la pièce du procédé REGAL obtenues pour différentes pressions de galetage, $V_w=250$ mm/s et $R=75\%$: (a) dans la direction perpendiculaire à la rectification- galetage S_{11} ; (b) dans la direction de rectification-galetage S_{22} .

Tableau II-12. Résultats des contraintes résiduelles (S11 et S22) et de profondeurs affectées obtenues expérimentalement pour différentes pressions suite au procédé REGAL.

P (MPa)	S11 surf (MPa)	S22 surf (MPa)	S22 max (MPa)	Z max (mm)	Z aff (mm)
10	-637 (±12)	-268 (±12)	-266 (±18)	0,602	2
15	-634 (±19)	-275 (±9)	-327 (±14)	0,46	2
20	-658 (±14)	-271 (±6)	-283(±11)	0,298	3
25	-649 (±15)	-300 (±10)	-312 (±6)	0,33	3
30	-637 (±13)	-267 (±11)	-285 (±15)	0,69	3,2

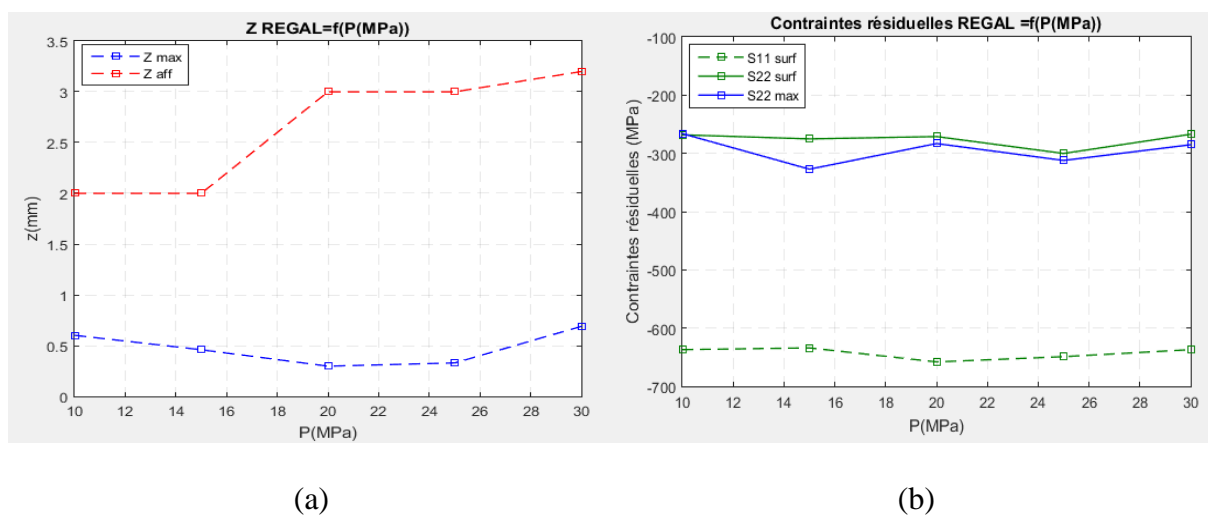


Figure II-41. (a) Z max et Z aff en fonction de P pour le procédé REGAL, (b) S11 surf, S22 surf et S22 max en fonction de P pour le procédé REGAL.

Les paramètres les plus influents sur la profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression issues du procédé REGAL sont l'à-coup et la pression de galetage.

II.4.2.5 Comparaison entre les contraintes résiduelles obtenues par REGAL à celles obtenues par rectification et galetage agissant séparément

En comparant les résultats de contraintes résiduelles en surface issues du procédé de rectification à celles obtenues par le procédé de galetage et au procédé REGAL, il est clair que le procédé de galetage et le procédé REGAL permettent d'améliorer les contraintes résiduelles en surface (Figure II-42 et Figure II-49). Les contraintes résiduelles S11 en surface dans le sens de l'avance obtenues par les procédés de galetage et REGAL, pour différentes avances f et différentes vitesses de la pièce Vw sont nettement plus compressives comparés à ceux obtenues par le procédé de rectification (Figure II-42 (a) et Figure II-49 (a)). Pour les contraintes résiduelles S22 dans la direction de roulement, les contraintes résiduelles de traction induites par la rectification se sont transformées en des contraintes résiduelles de compression après

l'opération galetage et de REGAL. Cette tendance est la même lorsque f varie et lorsque V_w change (Figure II-42 (b) et Figure II-49 (b)).

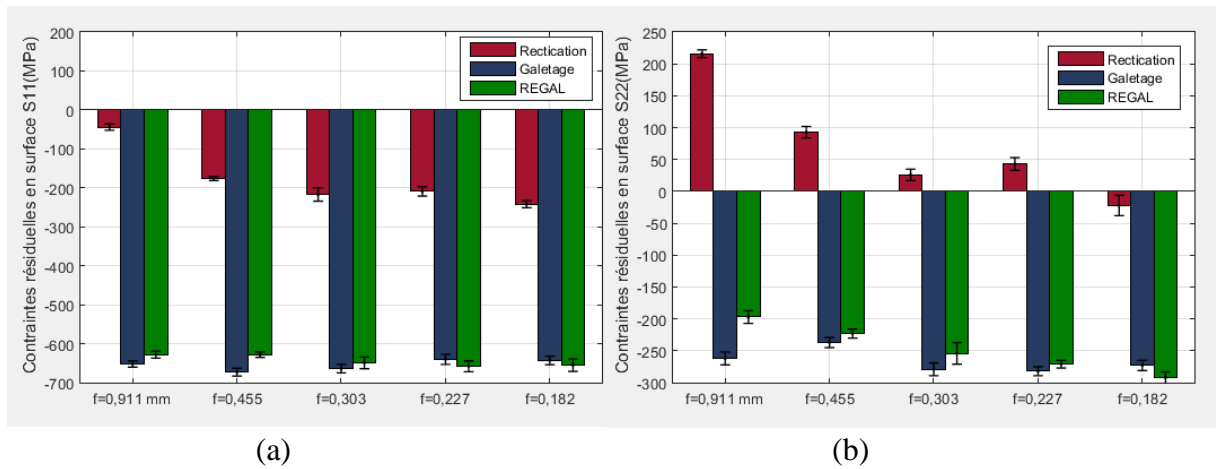


Figure II-42. Résultats de contraintes résiduelles en surface pour le procédé de rectification, de galetage et REGAL dans la direction pour différents f , $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa: (a) dans la direction S11 (perpendiculaire à la rectification, au galetage et au REGAL) ; (b) dans la direction S22.

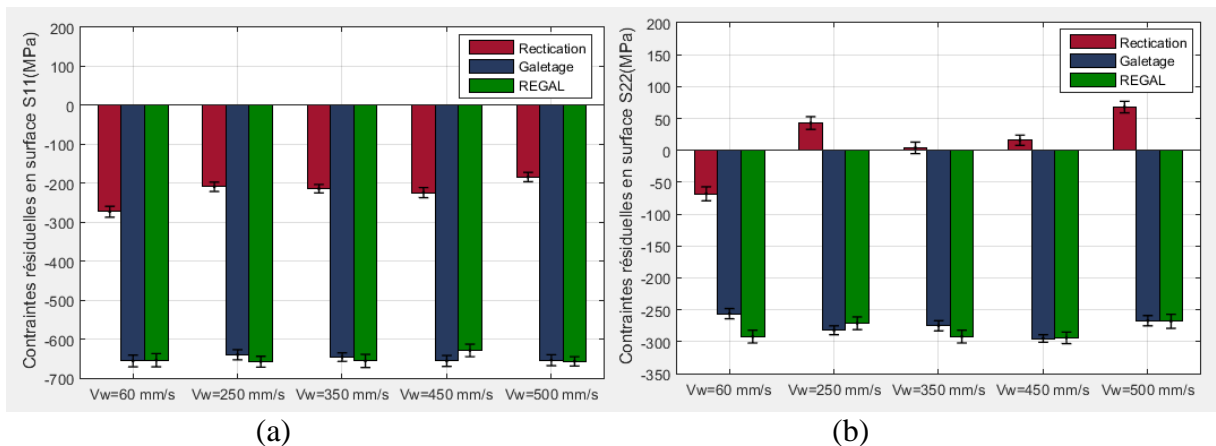


Figure II-43. Résultats de contraintes résiduelles en surface pour le procédé de rectification, de galetage et REGAL dans la direction pour différentes vitesses de la pièce, $f=0,227$ mm et $P=20$ MPa: (a) dans la direction S11 (perpendiculaire à la rectification, au galetage et au REGAL) ; (b) dans la direction S22.

À partir de l'étude de l'effet des paramètres f , V_w et P sur les contraintes résiduelles issues du procédé de galetage seul et du procédé REGAL, il a été observé que les paramètres les plus influant sur la profondeur affectée par les contraintes résiduelles sont le taux de recouvrement et la pression de galetage P . Pour cela la comparaison entre les résultats de contraintes résiduelles entre le procédé de galetage et le procédé REGAL se limite à l'étude de l'effet de l'à-coups f et des pressions de galetage P .

Plus le taux de recouvrement et plus la pression de galetage P augmentent plus la profondeur de la pièce affectée par les contraintes résiduelles compressives augmente (Figure II-44 et Figure II-46). Cela s'explique par le fait que lorsque f diminue, le taux de recouvrement augmente et permet de comprimer davantage la pièce. En effet, le nombre de passage de la bille

augmente et les mécanismes décrits précédemment au niveau des volumes affectés successivement se mettent en route. De même pour la pression de galetage qui lorsqu'elle augmente le chargement mécanique appliquée à la pièce par le biais de la bille augmente et permet d'affecter une sous couche plus importante en compression.

Une analyse plus fine montre que ces variations sont plus importantes pour REGAL que pour le galetage seul, pourtant à iso condition opératoire en termes de pression de consigne de galetage (Tableau II-13, Tableau II-14, Figure II-45 et Figure II-47). Cette différence dénote la présence d'un phénomène supplémentaire qui ne peut venir que de la rectification dans le procédé REGAL. La rectification est un procédé thermomécanique dont il est admis qu'il génère des énergies très importantes en surface. Des gradients thermiques très importants avec des temps de chauffage (quasi instantanée) et de refroidissement (ordre du dixième de seconde) très faibles existent à proximité de l'interface d'abrasion (S. Malkin, 1989),(Hamdi, Zahouani and Bergheau, 2004),(Brosse, 2009),(Youssef, 2012),(Robaeys, 2015). La proximité de l'interface est de l'ordre du millimètre et non de la dizaine de millimètre. Il est, de ce fait, difficile de s'imaginer que ce sont les effets thermiques induite par la rectification qui seraient à l'origine d'une baisse de la limite d'élasticité qui faciliterait l'écrouissage et donc affecterait plus en profondeur. Pour l'heure, les données expérimentales ne sont pas en mesure de donner davantage d'informations qui pourraient expliquer ces différences. Il est connu que la rectification perturbe la microstructure en sous-couche. Dans la littérature, toutes les observations microstructurales en sous-couche ont été faites des heures voire des jours après l'opération d'abrasion. Il est permis d'imaginer que l'énergie intense dans l'emprise perturbe la structure métallurgique et ses réactivités chimiques pouvant impacter le comportement mécanique sur des profondeurs relativement importantes. Par ailleurs, si ces réactivités métallurgiques et chimiques mettent un temps suffisamment long à se stabiliser alors on peut imaginer que le galetage de REGAL se fait dans des conditions favorables à l'écrouissage. Aucune étude n'a été trouvée, dans la littérature, donnant les temps de réactivité d'une surface à des sollicitations thermomécaniques extrêmes. Ce point est néanmoins une piste d'investigation très intéressante. Dans le présent travail cela n'a pas pu être mis en œuvre fautes de temps et de compétences compte tenu de la complexité des mesures in-situ d'une variation métallurgique et/ou chimique.

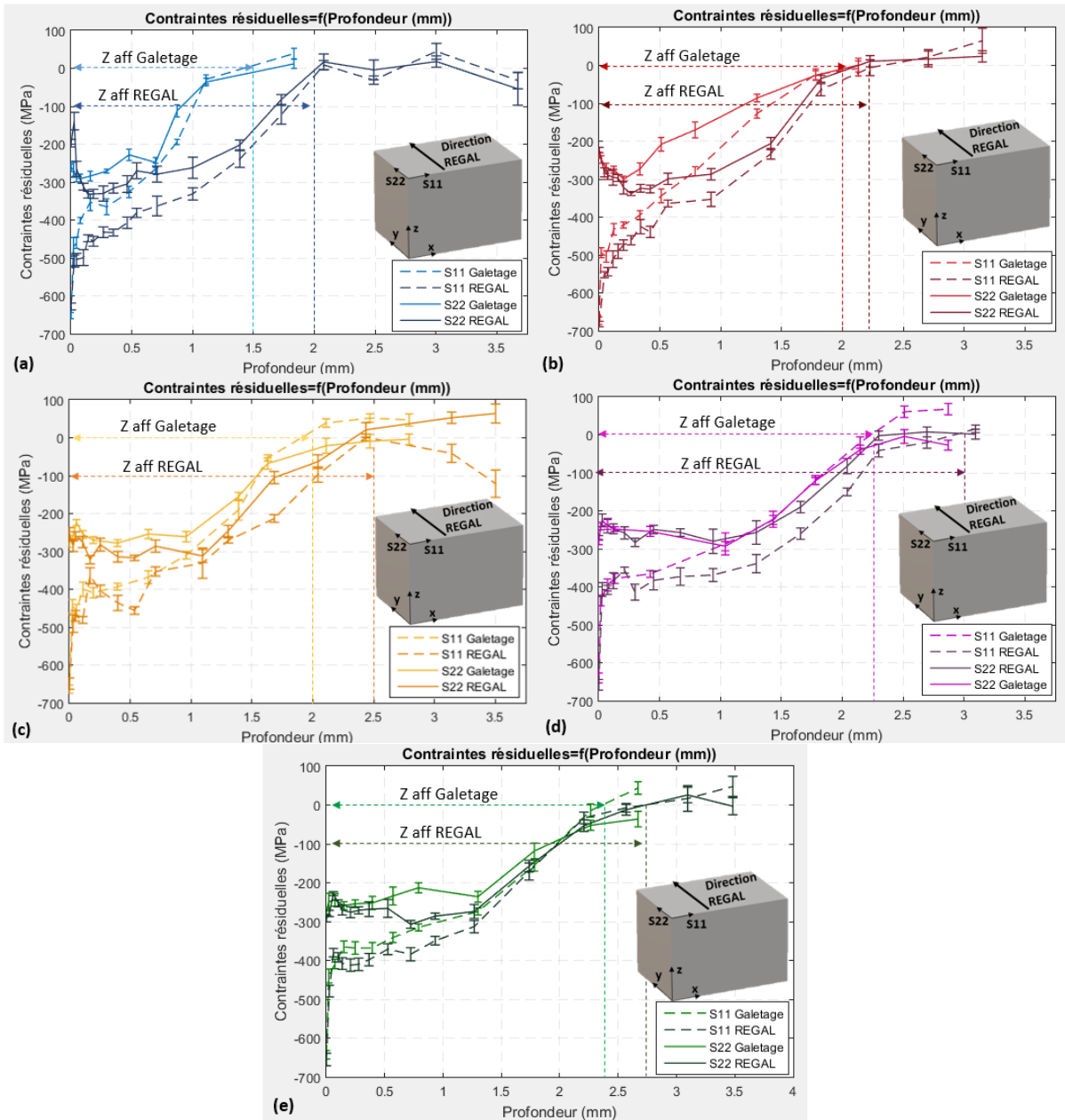


Figure II-44. Contraintes résiduelles de compression en fonction de la profondeur de la pièce obtenues expérimentalement suite au procédé de galetage et au procédé REGAL pour $V_w=250$ mm/s, $P=20$ MPa et : (a) $f=0,911$ mm, (b) $f=0,455$ mm, (c) $f=0,303$ mm, (d) $f=0,227$ mm et (e) $f=0,182$ mm.

Tableau II-13. Profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression issues du procédé de galetage et du procédé REGAL pour différents à-coups f.

f (mm)	Z aff Galetage (mm)	Z aff REGAL(mm)	Delta Z aff (mm)
$2a=0,911$	1,5	2	0,5
$2a/2=0,455$	2	2,25	0,25
$2a/3=0,303$	2	2,5	0,5
$2a/4=0,227$	2,25	3	0,75
$2a/5=0,182$	2,4	3	0,6

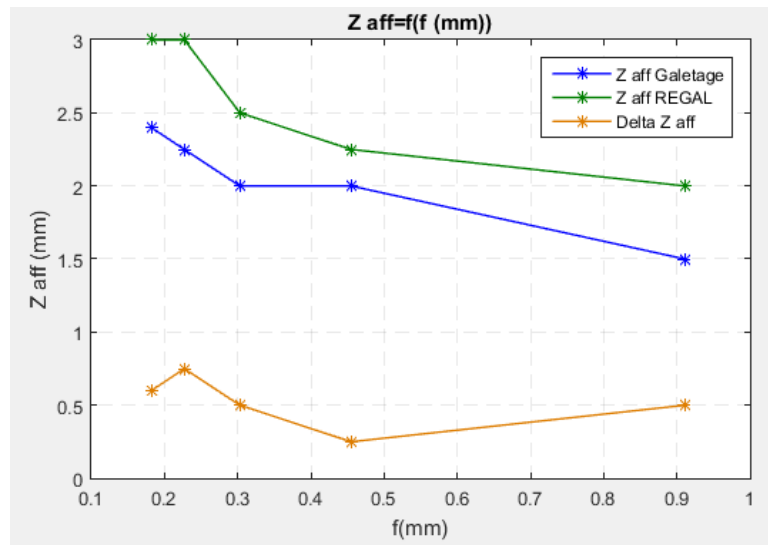


Figure II-45. Z aff Galetage et Z aff REGAL pour différents f.

Tableau II-14. Profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression issues du procédé de galetage et du procédé REGAL pour différentes pressions de galetage.

P(MPa)	Z aff Galetage (mm)	Z aff REGAL(mm)	Delta Z aff (mm)
10	1,75	2	0,25
15	2,1	2	-0,1
20	2,25	3	0,75
25	2,6	3	0,4
30	2,75	3,2	0,45

L'obtention de contraintes résiduelles de compression à une profondeur plus importante de la pièce par le procédé REGAL permet d'améliorer théoriquement sa résistance à la fatigue et augmente ainsi que sa durée de vie. Ce point devra être vérifié car il n'a pas été réalisé dans le cadre de cette étude.

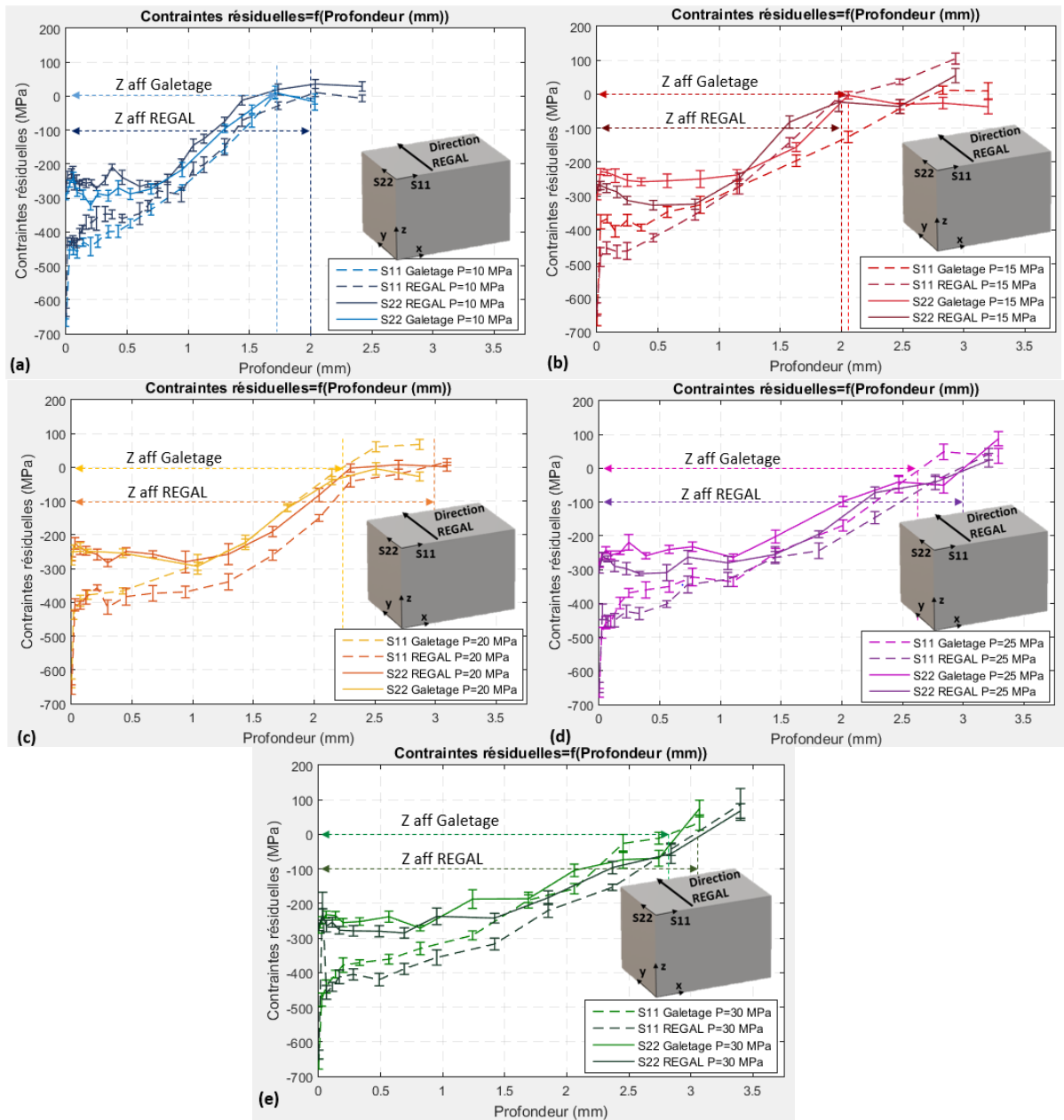


Figure II-46. Contraintes résiduelles de compression en fonction de la profondeur de la pièce obtenues expérimentalement suite au procédé de galetage et au procédé REGAL pour $V_w=250$ mm/s, $R=75\%$ et : (a) $P=10$ MPa, (b) $P=15$ MPa, (c) $P=20$ MPa, (d) $P=25$ MPa et (e) $P=30$ MPa.

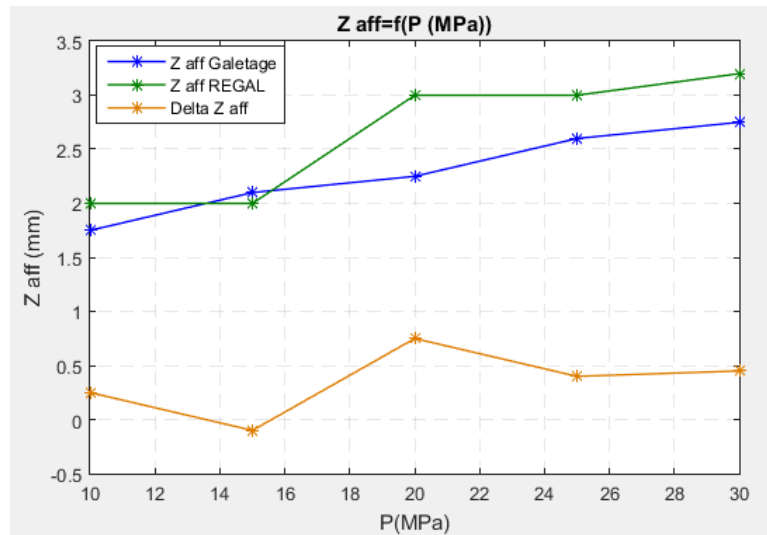


Figure II-47. Z aff Galetage et Z aff REGAL pour différentes P.

II.4.1 Effet du procédé REGAL sur la rugosité

II.4.1.1 Étude de la rugosité de surface

Quelle que soit la méthode d'usinage adoptée, la pièce obtenue présente toujours des écarts dimensionnels, géométriques et d'état de surface par rapport à la pièce théorique souhaitée. Ces défauts de surface peuvent être répartis en quatre catégories, en allant du plus grand au plus petit. Les défauts d'ordre 1 ou défauts géométriques de surface qui représentent des défauts de forme (rectitude, circularité, etc.). Les défauts d'ordre 2 sont les ondulations, sorte de collines et de vallées successives, inscrites dans le profil et pouvant être dus aux vibrations de machine d'usinage, déformations des outils, traitements thermiques etc. Les défauts d'ordre 3 ou stries de rugosité, sortes de sillons tracés avec régularité dans le relief d'ondulation laissés par les outils de coupes et finalement les défauts d'ordre 4 qui sont des défauts plus irréguliers, parfois accidentels, tels que les fentes, piqûres et arrachements de matière causés par l'outil (Figure II-48).

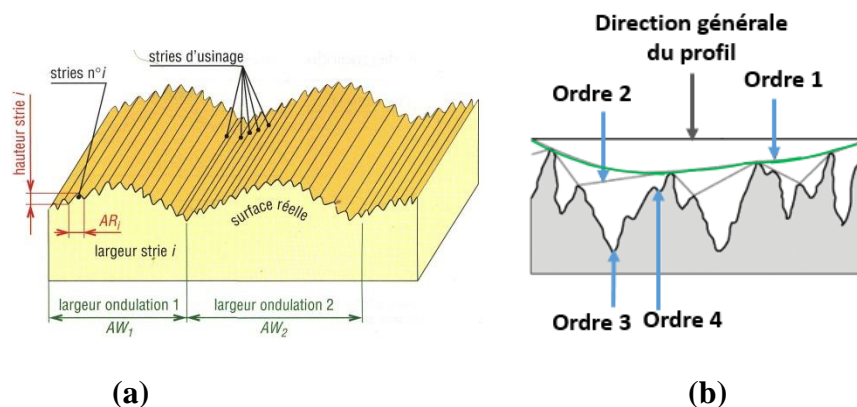


Figure II-48. Surface usinée (a) Défauts amplifiés (Fanchon, 2019) (b) Ordre des défauts.

Plusieurs profils peuvent être obtenus à partir du profil de surface réelle. Le profil primaire issu du profil de surface après mesure et filtrage, il sert de base à l'évaluation des paramètres (préfixe P) tels que $P_p, P_v, P_{Zz}, P_a, P_t, P_q, P_{sm}$ etc. Le profil de rugosité (R) obtenu après filtrage du profil primaire il sert de base à l'évaluation des paramètres (préfixe R) tels que $R_p, R_{SskK}, R_{ku}, R_t, R_a, R_q, R_{sm}$ etc. Le profil d'ondulation obtenu après filtrage du profil primaire il sert de base à l'évaluation des paramètres (préfixe W) tels que $W_p, W_v, W_z, W_t, W_a, W_q, W_{sm}$.

La rugosité de surface décrit la texture de surface qui consiste à la répétition de pics aléatoires ayant déviés de la surface nominale. Elle peut être aussi être définie comme étant la variation des hauteurs par rapport à une surface de référence.

Dans le but de quantifier ces aspérités plusieurs paramètres ont été développés dont le plus connue et le plus utilisé est Ra ou rugosité linéaire arithmétique. Cela n'empêche pas que ce paramètre est insuffisant pour décrire et quantifier les micro-irrégularités spatiales de la surface. D'où la nécessité d'utiliser d'autres paramètres tels que R_t, R_z et R_q, R_{sk} et R_{ku} pour l'étude de la symétrie de la distribution de la surface, entre autres (Tableau II-15).

Pour mesurer ces différents paramètres, un profil $z(x)$ est considéré. Une ligne moyenne ou ligne de référence est définie de façon que la somme des aires des vallées et des pics de part et d'autre de la ligne soient égales (Figure II-49).

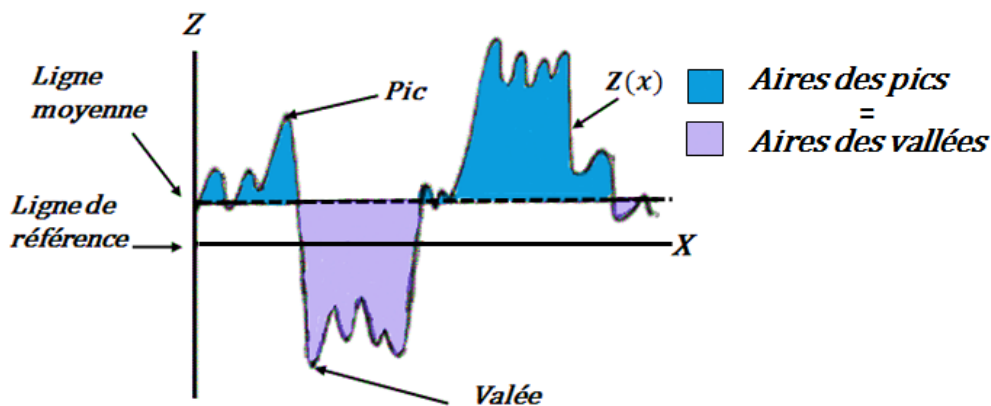
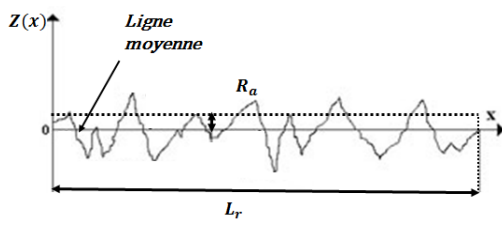
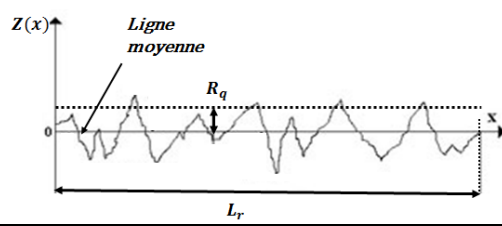
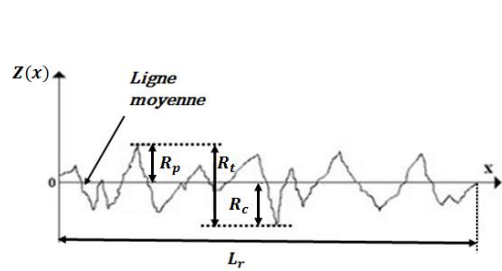
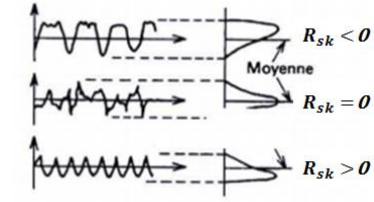
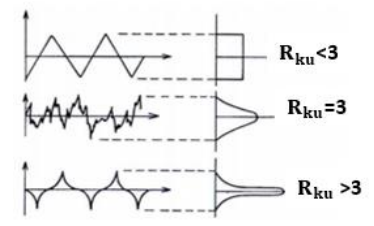


Figure II-49. Profil de mesure $z(x)$.

Tableau II-15. Les paramètres de rugosité définis par la norme ISO 4287.

Désignation	Formule	Illustration
Ecart arithmétique moyen : R_a	$R_a = \frac{1}{L_r} \int_0^{L_r} Z(x) dx$	
Ecart moyen quadratique du profil de rugosité : R_q	$R_q = \sqrt{\frac{1}{L_r} \int_0^{L_r} Z^2(x) dx}$	
Hauteur totale du profil de rugosité : R_t	$R_t = R_p + R_c$ R_p : Correspond au pic maximal observé sur la longueur analysée R_c : Correspond au creux maximal observé sur la longueur analysée	
Skewness : Paramètre d'asymétrie du profil de rugosité : R_{sk}	$R_{sk} = \frac{1}{R_q^3} \left[\frac{1}{L_r} \int_0^{L_r} Z(x)^3 dx \right]$	
Kurtosis : Paramètre d'aplatissement du profil de rugosité : R_{ku}	$R_{ku} = \frac{1}{R_q^4} \left[\frac{1}{L_r} \int_0^{L_r} Z(x)^4 dx \right]$	

L'outil de mesure utilisé dans cette étude est l'Alicona Infinite Focus (Figure II-50) qui est un système de mesure 3D optique qui permet de mesurer l'état de surface en 3D mais aussi de vérifier la justesse dimensionnelle. Cet outil de mesure permet de reconstruire la surface obtenue grâce à la variation focale. Cela consiste à combiner la faible profondeur de champ d'un système optique et son balayage verticale dans le but de réaliser une topographie en

couleurs réelles à partir de la variation de netteté des images sur le capteur. La variation focale offre une haute précision qui atteint la dizaine de nanomètre en résolution verticale. Une fois la topographie de surface réalisée, le logiciel MountainsMap® permet de post-traiter les données obtenues afin d'obtenir les paramètres de surfaces souhaités, entre autres.



Figure II-50. Outil de mesure optique 3D Alicona finite focus.

Les étapes de traitement des données topographiques par le logiciel MountainsMap® sont résumées dans la Figure II-51. Pour la détermination des paramètres de rugosité, le choix des longueurs d'évaluation est fait en respectant la norme ISO4288 (Tableau II-16). Ainsi deux longueurs d'évaluation ont été utilisées : La longueur de 4mm pour les essais de 2 à 13 où le Ra est compris entre 0,1µm et 2µm et la longueur de 12,5 mm pour l'essai 1 où le Ra se situe entre 2 et 10µm.

Tableau II-16. Longueur de base et d'évaluation de la rugosité pour le cas des profils de rugosité périodiques (ISO 4288).

Condition de mesure : Paramètre <i>R</i>							
ISO4288 : '96							
Profil non périodique				Profil périodique ou <i>RSm</i>		Condition de mesure	
<i>Ra, Rq, Rsk, Rku</i> or <i>RΔq</i>		<i>Rz, Rv, Rp, Rc</i> ou <i>Rt</i>		<i>RSm</i> (mm)		Longueur d'échantillonnage : <i>lr</i> = <i>λc</i> (mm)	Longueur d'évaluation <i>ln</i> (mm) = <i>5 x lr</i>
<i>Ra</i> (µm)		<i>Rz</i> (µm)		<i>RSm</i> (mm)			
Plus >	Moins	Plus >	Moins	Plus >	Moins		
0,006	0,02	0,025	0,1	0,013	0,04	0,08	0,4
0,02	0,1	0,1	0,5	0,04	0,13	0,25	1,25
0,1	2	0,5	10	0,13	0,4	0,8	4
2	10	10	50	0,4	1,3	2,5	12,5
10	80	50	200	1,3	4	8	40

Une fois le profil de mesure dimensionnée, une zone satisfaisante est extraite du fichier contenant les données acquises. Par la suite, un redressement par la méthode des moindres carrés est réalisé. Suite auquel un seuillage est réalisé pour l'élimination des points aberrants. Enfin, une visualisation 3D de la surface et une extraction de n profils de rugosité sont faits

pour le calcul de la valeur moyenne de chaque paramètre de rugosité et de son écart type (Figure II-51).

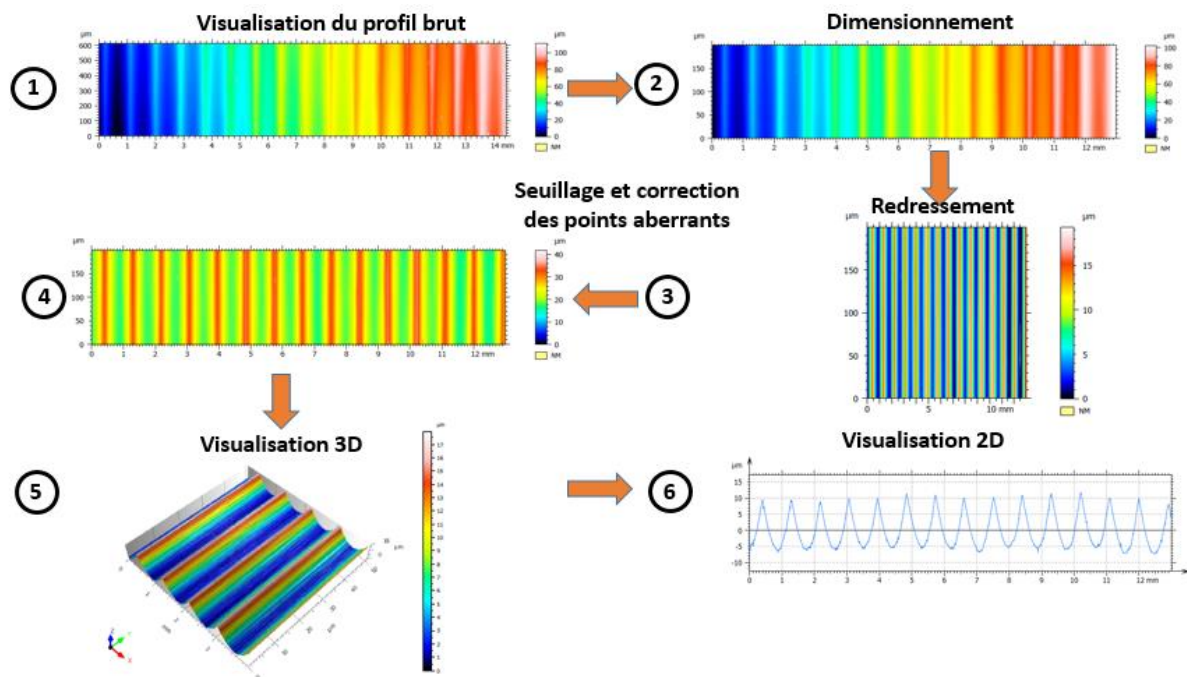


Figure II-51. Étapes de traitement des mesures 3D de topographie avec le logiciel MountainsMap®.

II.4.1.2 Résultats de topographie de la pièce brute

L'état initial de la pièce est caractérisé par une topographie comportant des pics et des sillons bien marqués (Figure II-52) avec un écart moyen arithmétique R_a égal à 1,72 µm et une rugosité totale du profil R_t qui atteint les 11,2 µm.

Les procédés REGAL et galetage permettent d'améliorer les résultats de topographies de surface en réduisant la hauteur des pics et la profondeur des sillons obtenus et cela à des amplitudes différentes ce qui sera développé et discuté dans la partie suivante.

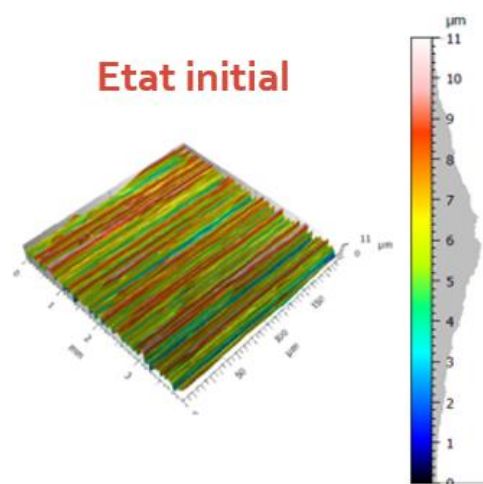


Figure II-52. Topographie de la pièce brute.

II.4.1.3 Résultats de topographie : REGAL comparé au galetage seul

- Effet de l'à-coup f sur les résultats de topographie de surface

Plus f diminue de 0,911 mm à 0,182 mm, plus le taux de recouvrement augmente, plus les résultats de rugosité diminuent pour les procédés de galetage et REGAL (Figure II-54, Figure II-55 et Figure II-56).

Le paramètre d'asymétrie du profil de rugosité R_{sk} est devenu négatif pour $f=0,227$ mm et $f=0,182$ mm alors qu'il était positif pour les autres valeurs de f ($f=0,911$ mm, $f=0,455$ mm et $f=0,303$ mm) (Figure II-54(a)). Cela explique le fait qu'il y a moins de pics (Figure II-53) lorsque f diminue. Plus f diminue plus le taux de recouvrement augmente ce qui permet à la bille de galetage de re-balayer une surface plus importante et d'aplatir plus de pics.

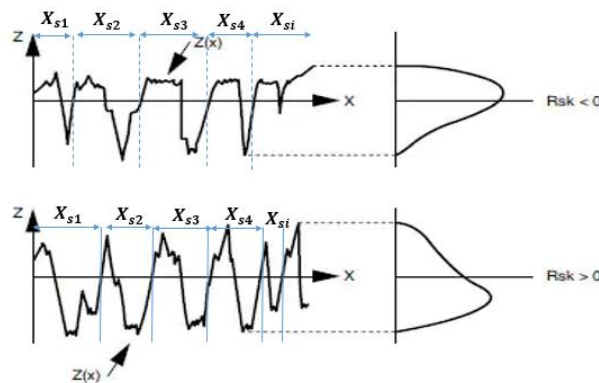


Figure II-53. R_{sk} paramètre d'asymétrie du profil de rugosité.

La largeur moyenne des profils de rugosité R_{sm} diminue de 0,88 mm pour $f=0,911$ mm à 0,158 mm pour $f=0,182$ mm pour le procédé de galetage et de 0,67 mm pour $f=0,911$ mm à 0,12 mm pour $f=0,182$ mm pour le procédé REGAL (Figure II-54 (b)). Cela implique que plus f diminue plus les profils de rugosité X_{si} (Figure II-53) sont moins larges (Eq (II-4)). Une nette amélioration R_{sm} est observée pour les essais REGAL comparés au procédé galetage seul.

$$R_{sm} = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m X_{si} \quad (\text{II-4})$$

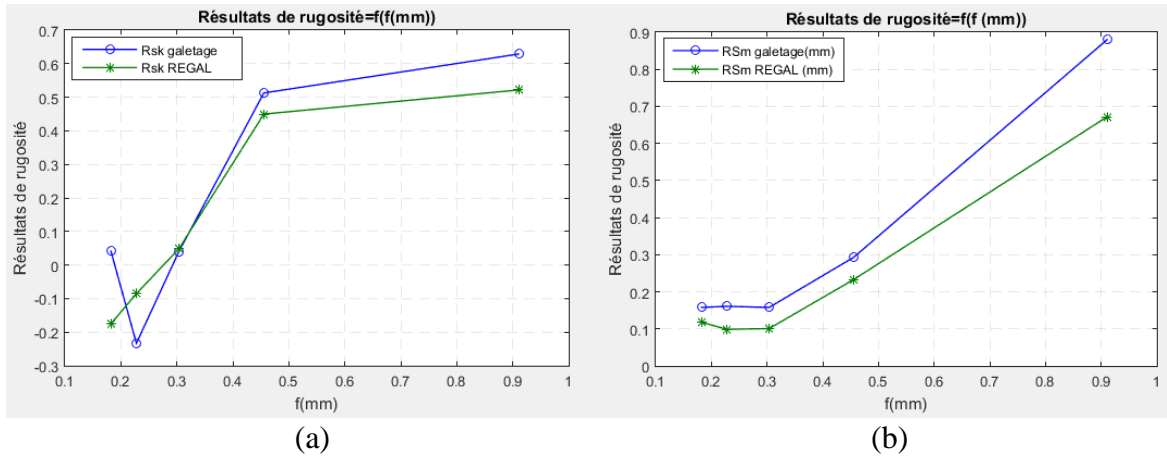


Figure II-54. (a) Paramètre d’asymétrie Rsk en fonction de l’à-coup f, (b) Largeur moyenne des éléments du profil Rsm en fonction de l’à-coup f.

Les deux profils 2D de la rugosité moyenne (Figure II-55) permettent de valider ce qui a été présenté précédemment. Ils permettent aussi de mieux voir l’effet de f sur les résultats de rugosité. Car lorsque f diminue de 0,911 mm à 0,182 mm les pics et les vallées sont clairement atténués (Figure II-55).

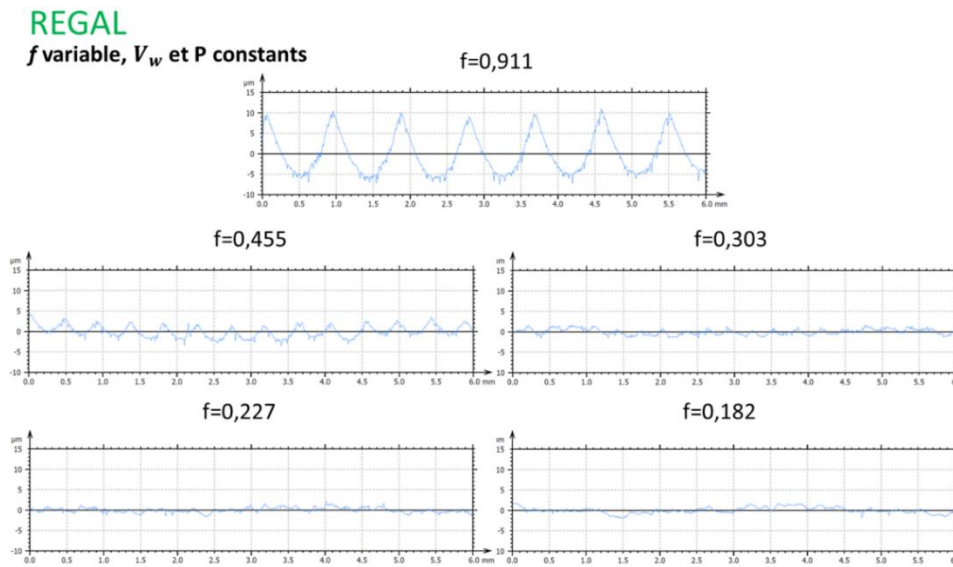


Figure II-55. Profil de rugosité moyenne 2D obtenu après REGAL pour différents f, $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.

La Figure II-56, permet de voir clairement que lorsque f diminue, les résultats de la rugosité arithmétique R_a et les résultats de la rugosité totale R_t diminuent. Les résultats des paramètres R_a et R_t obtenues après REGAL sont inférieures à celles obtenues après gaitage agissant seul (Figure II-56).

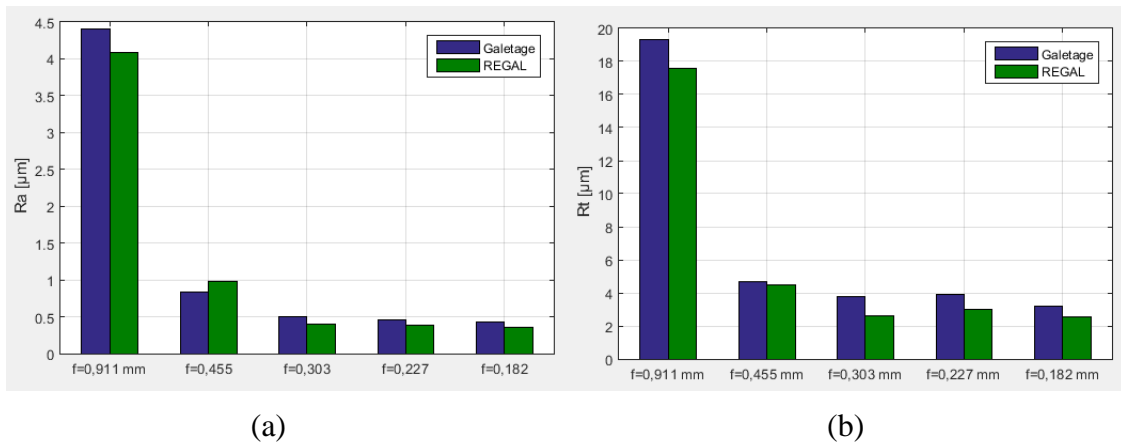


Figure II-56. Résultats de (a) rugosité arithmétique Ra et (b) de rugosité totale Rt obtenues après le procédé de galetage et REGAL obtenues pour différents f , $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.

Dans les Figure II-57 (a) et (b), le passage de la bille est bien marqué et cela est dû au fait que le pas de la bille de galetage f choisi correspond exactement à $2a$ qui est le diamètre de l'aire de contact entre la bille de galetage et la pièce. Un tel choix de pas f ne permet pas d'avoir un bon état de surface car les bourrelets formés au moment du passage de la bille accentuent les pics déjà existants sur la pièce. Cette constatation mène à la conclusion qu'il existe un f optimum qui permet d'avoir moins de bourrelets formés au moment du passage de la bille.

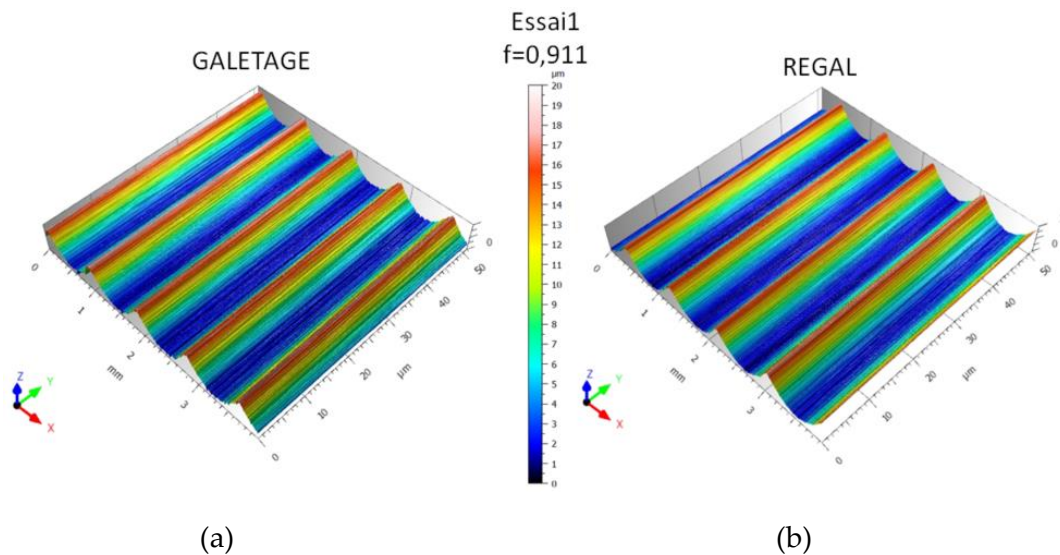


Figure II-57. Topographie de la pièce après le procédé de (a) galetage, (b) REGAL pour $f=0,911$ mm, $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.

Une observation de la topographie de surface obtenu après galetage (Figure II-58 (a)) et après REGAL (Figure II-58 (b)) permet de constater le procédé REGAL améliore l'état de surface comparé au galetage seul. De plus le pas d'avance f de la bille diminue, plus la hauteur des pics diminue.

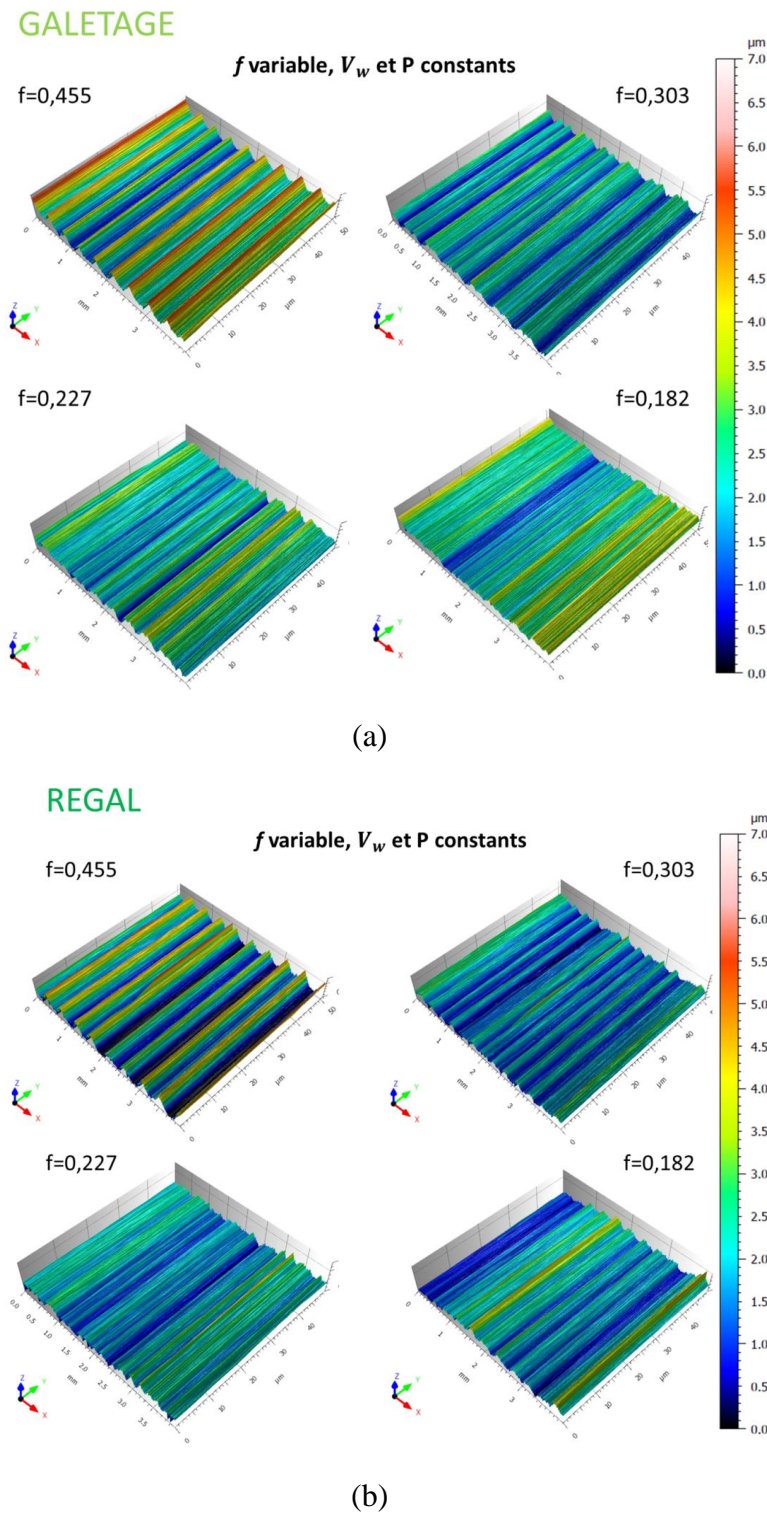


Figure II-58. Topographie de la pièce (a) Galetage seul (b) REGAL pour différents f , $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa constants.

- Effet de la vitesse de la pièce sur les résultats de topographie de surface

Pour le procédé de galetage, R_{sk} est positive pour une vitesse de 50 mm/s alors qu'elle est négative pour les autres vitesses de 250 mm/s, 350 mm/s, 450 mm/s et 500 mm/s (Figure

II-59 (a)). Cela indique qu'à ces vitesses de la pièce, les pics sont atténués comparé aux profils de rugosités obtenues pour la vitesse de 50 mm/s. D'autre part, pour le procédé REGAL, R_{sk} est positive pour une vitesse de 450 mm/s (Figure II-59 (a)). Cela indique qu'à cette vitesse de la pièce, les résultats de rugosité obtenus comportent plus de pics comparés aux résultats obtenus pour les autres vitesses de la pièce.

Les largeurs moyennes des profils de rugosité R_{sm} les plus faibles sont obtenues à une vitesse de 500 mm/s et sont égales à 0,13 mm pour le procédé de galetage et 0,08 mm pour le procédé REGAL (Figure II-59 (b)).

Les vitesses optimales de la pièce qui permettent d'avoir les valeurs de rugosité les plus faibles sont différentes entre le procédé de galetage et le procédé REGAL. Car pour le procédé de galetage la bille de galetage est le seul outil responsable de la modification des états de surface alors que pour le procédé REGAL la meule puis la bille participent à la modification de la rugosité de la surface.

Les résultats des paramètres de rugosité obtenus après REGAL sont largement inférieurs à ceux obtenus par galetage agissant seul (Figure II-59).

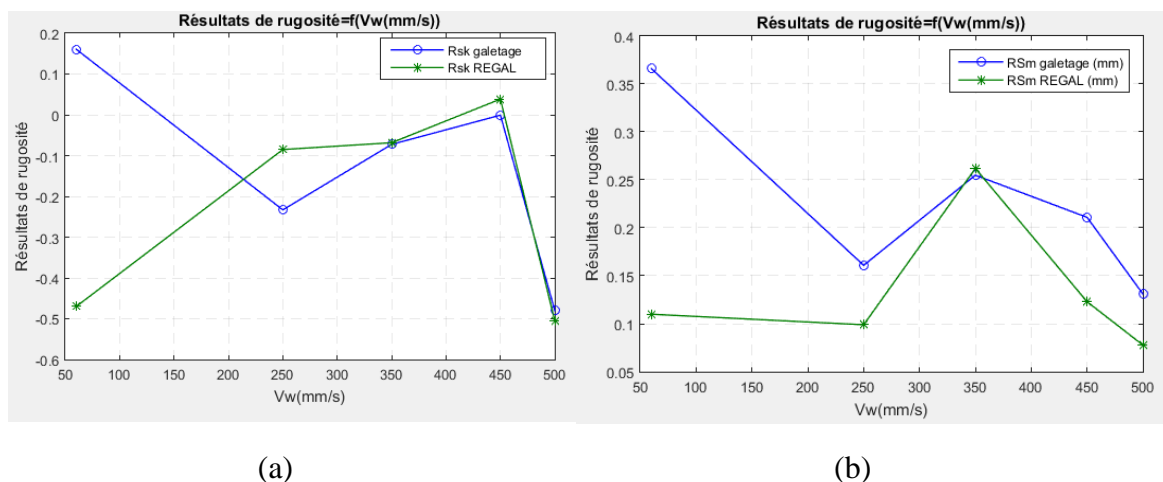
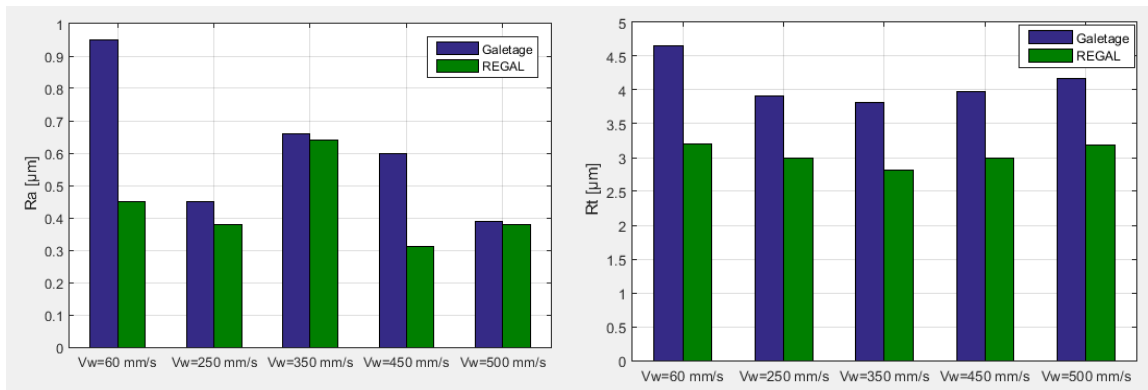


Figure II-59. (a) Paramètre d'asymétrie R_{sk} en fonction de la vitesse de la pièce, (b) Largeur moyenne des éléments du profil R_{Sm} en fonction de la vitesse de la pièce $f=0,227$ mm et $P=20$ MPa.

La Figure II-60 (a) présentant les différentes valeurs de rugosité arithmétique R_a pour les procédés de galetage et de REGAL à différentes vitesses permet de bien voir que les résultats de rugosité obtenus après REGAL sont nettement inférieurs aux résultats obtenus par galetage. Une rugosité arithmétique minimale égale à 0,31 mm est obtenue pour le procédé REGAL à une vitesse de pièce V_w de 450 mm/s (Figure II-60).



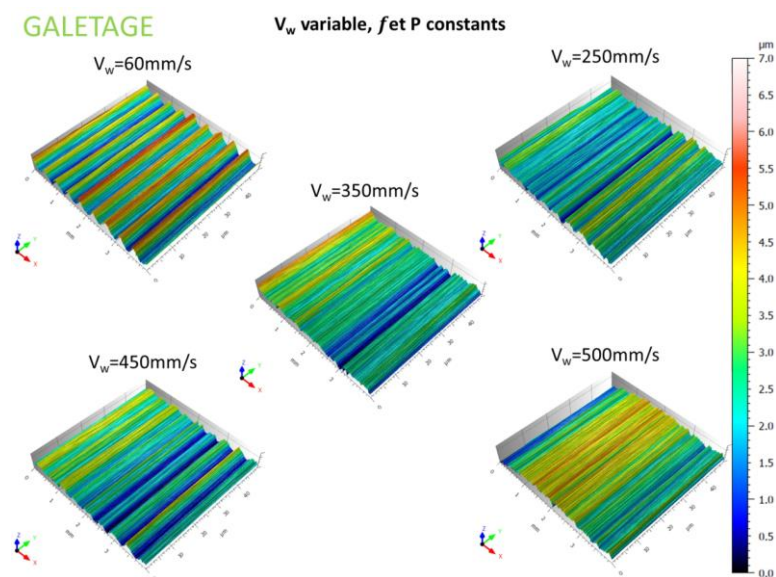
(a)

(b)

Figure II-60. Résultats de (a) rugosité arithmétique Ra et (b) de rugosité totale Rt obtenues après le procédé de galetage et REGAL obtenues pour différentes vitesses V_w , $f=0,227$ mm ($R=75\%$) et $P=20$ MPa constants.

Les résultats de rugosité totale Rt pour le procédé REGAL sont inférieures à celles obtenues pour le procédé de galetage pour les vitesses de pièce 60 mm/s, 350 mm/s et 500 mm/s (Figure II-60 (b)). La valeur de rugosité totale minimale égale à 3 μm est obtenue pour une vitesse de 250 mm/s (Figure II-60 (b)).

Les conditions de galetage du procédé de galetage (Figure II-61 (a)) et du procédé REGAL (Figure II-61 (b)) sont les mêmes. Mais il est clair que les topographies de surface obtenues après REGAL sont nettement meilleures que celles obtenues après galetage seul. Cela peut être dû au chargement thermomécanique mis en jeu au cours du procédé REGAL qui a probablement permis de faciliter le galetage de la surface ayant été préchauffé par le procédé de rectification. D'autre part, un changement de comportement de la matière peut avoir lieu lors du REGAL grâce à l'histoire thermomécanique du procédé de rectification offrant ainsi de meilleures conditions au passage de la bille de galetage.



(a)

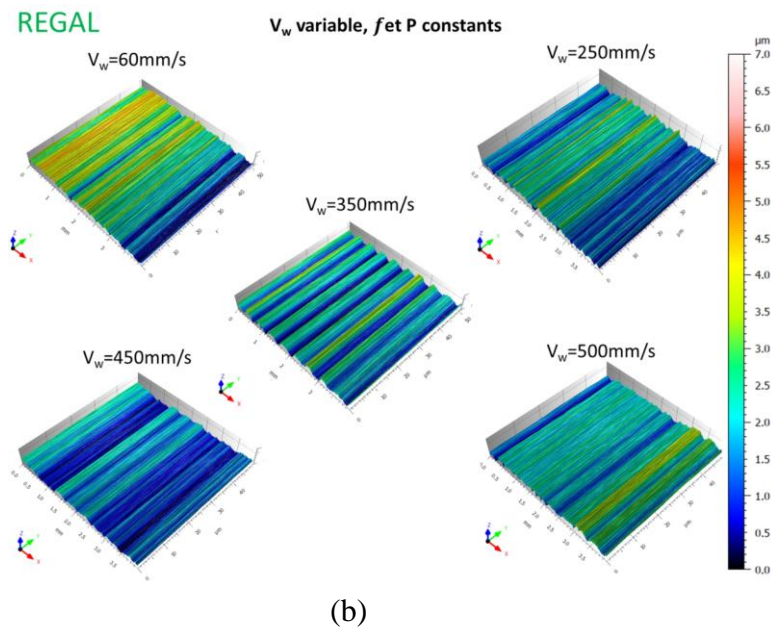


Figure II-61. Topographie de la pièce après (a) galetage et (b) REGAL pour différentes vitesses V_w , $f=0,227$ mm ($R=75\%$) et $P=20$ MPa constants.

- Effet de la pression de galetage sur la topographie de la pièce

La pression de galetage est l'un des facteurs les plus influents dans le procédé de galetage et bien entendu dans le procédé REGAL car plus la pression augmente, plus la pièce est comprimée.

Toutes les valeurs de R_{sk} sont négatives pour le procédé REGAL pour différentes pressions de galetage alors qu'elles sont positives pour des pressions de galetage de 25 MPa et 30 MPa pour le procédé de galetage (Figure II-62(a)). A de très hautes valeurs de pression de galetage (25 MPa et 30 MPa), le procédé REGAL permet d'atténuer d'avantage les pics de rugosité (Figure II-62 (a)).

Plus la pression de galetage augmente, plus la largeur moyenne des éléments du profil R_{sm} augmente (Figure II-62 (b)). Les largeurs des éléments des profils obtenues après REGAL sont plus faibles pour le procédé REGAL comparé au procédé de galetage et cela pour différentes pressions de galetage (Figure II-62 (b)).

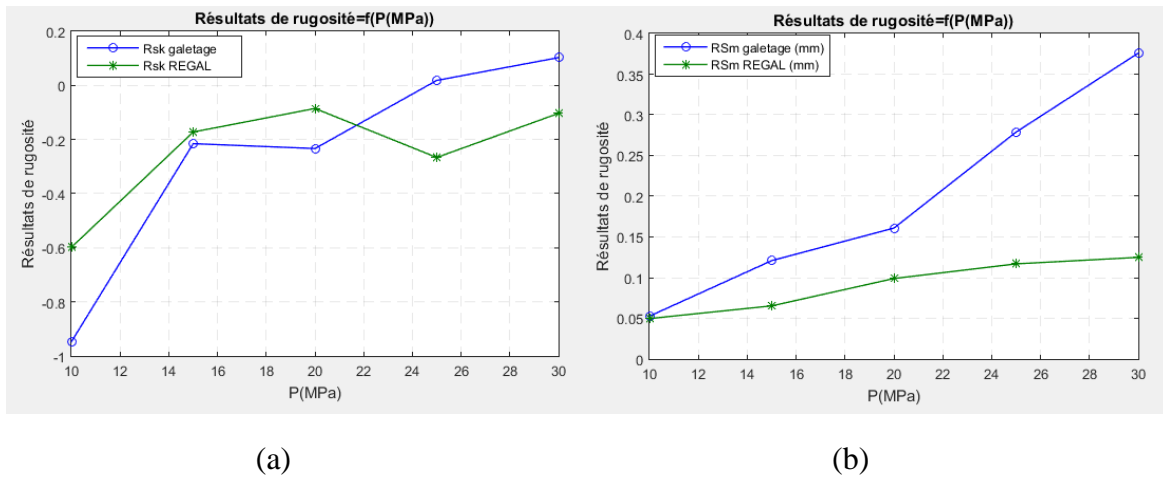


Figure II-62. (a) Paramètre d'asymétrie R_{sk} en fonction de la pression de galetage P , (b) Largeur moyenne des éléments du profil R_{Sm} en fonction de la pression de galetage P .

La rugosité arithmétique R_a augmente avec la pression de galetage. Pour le procédé de galetage R_a augmente de $0,314 \mu\text{m}$ pour $P=10 \text{ MPa}$ à $0,951 \mu\text{m}$ pour $P=30 \text{ MPa}$ (Figure II-63 (a)). Cela est le cas aussi pour le procédé REGAL où R_a augmente de $0,276 \mu\text{m}$ pour $P=10 \text{ MPa}$ à $0,542 \mu\text{m}$ pour $P=30 \text{ MPa}$ (Figure II-63 (a)). Cependant il est nettement clair que les valeurs de R_a obtenues pour REGAL sont inférieures à celles obtenues par galetage surtout pour les pressions trop importantes de 25 MPa et de 30 MPa là où l'écart entre les valeurs augmente considérablement (Figure II-63 (a)). Le même constat est observé pour R_t (Figure II-63 (b)). Plus la valeur de pression de galetage P augmente, plus les valeurs de rugosité totale augmentent. La rugosité totale obtenue après REGAL est inférieure à celle obtenue après galetage et cela pour différentes pressions de galetage.

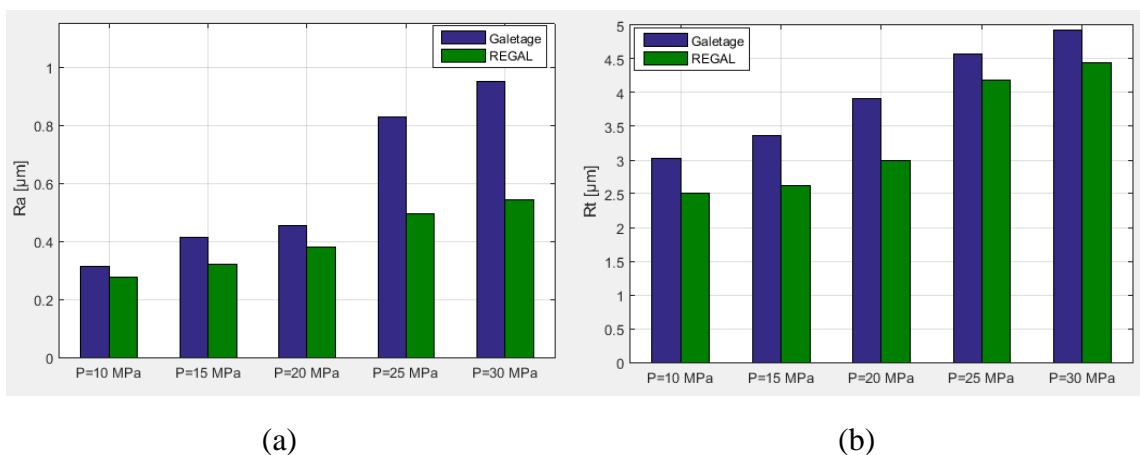


Figure II-63. Résultats de (a) rugosité arithmétique R_a et (b) de rugosité totale R_t obtenues après le procédé de galetage et REGAL pour différentes pressions de galetage P , $V_w=250 \text{ mm/s}$ et $f=0,227 \text{ mm}$ ($R=75\%$) constants.

Les topographies de surface de la pièce obtenues par le procédé de galetage ainsi que le procédé REGAL pour différentes pressions de galetage sont présentés dans la Figure II-64 (a) et (b).

L'observation des résultats de topographie pour différentes pressions montre que la surface de la pièce obtenue par REGAL est plus homogène, plus régulière et comporte des pics moins hauts (Figure II-64 (b)) que celle obtenue par galetage agissant seul et cela pour les mêmes conditions (Figure II-64 (a)).

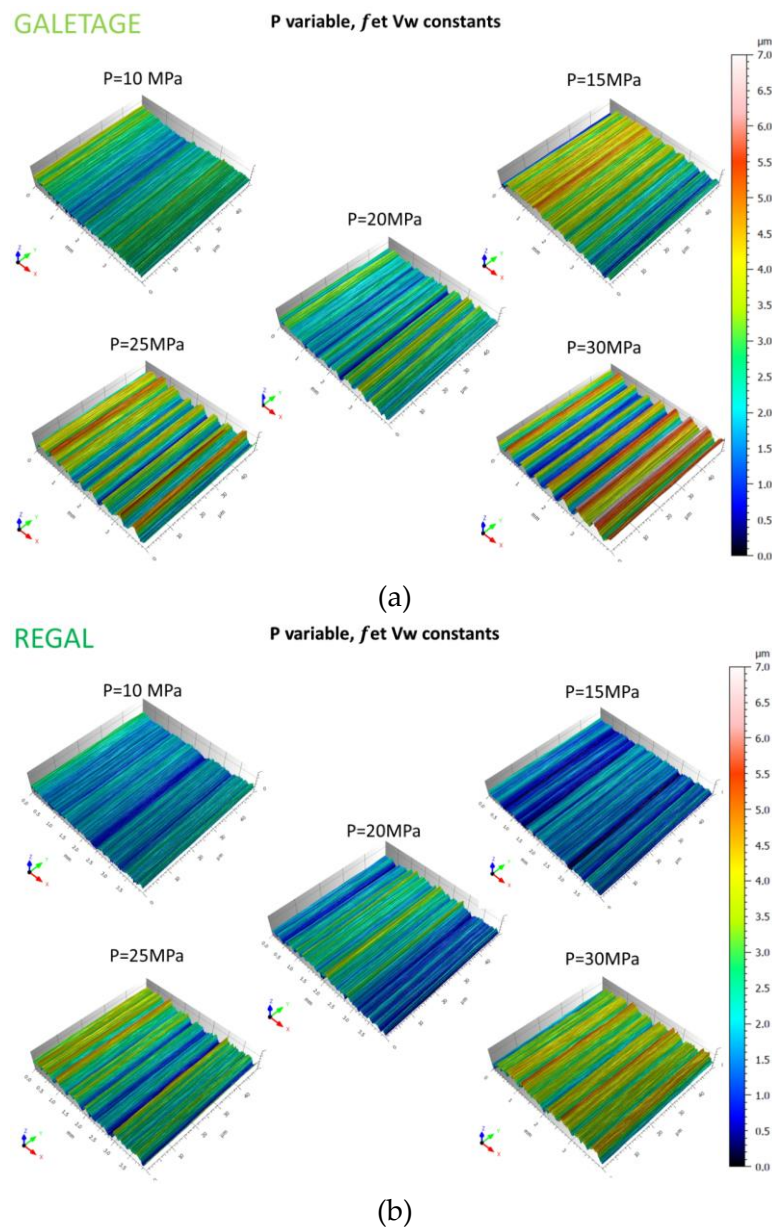


Figure II-64. Topographie de la pièce après (a) galetage (b) REGAL pour différentes pressions P, $V_w=250$ mm/s et $R=75\%$.

II.5 Conclusions

Cette étude expérimentale a permis de voir l'effet du procédé de galetage et du procédé REGAL sur l'intégrité de surface. Cette étude a permis aussi de voir l'apport du procédé REGAL comparé au procédé de galetage agissant seul.

L'étude des effets induits par le procédé REGAL, a conduit à la mise en place d'un plan d'essais globale se décomposant en trois sous-matrices ou études. Il permet d'obtenir un aperçu quant aux impacts respectifs de l'avance f , de la vitesse et de la pression sur l'intégrité de surface obtenue par galetage seul et REGAL. Différentes analyses ont été effectuées pour évaluer les effets et les contributions respectives des paramètres de cette étude sur chacune des réponses étudiées à savoir les efforts de coupe, le rapport des efforts, les contraintes résiduelles en surface et en profondeur de la surface et les paramètres de rugosité.

Les caractérisations des essais expérimentaux ont permis de conclure que les paramètres les plus influents sur l'intégrité de surface de la pièce rectifiée-galetée sont l'à-coup et la pression de galetage. Les contraintes résiduelles obtenues sont en compression à une profondeur plus importante de la pièce lorsque la pression de galetage augmente et lorsque l'à-coup diminue. D'autre part, une meilleure rugosité de la pièce est obtenue lorsque la pression de galetage augmente et lorsque l'à-coup f diminue (taux de recouvrement augmente).

En comparant les résultats expérimentaux du procédé REGAL au procédé de rectification et de galetage agissant seuls, il est clair que les contraintes résiduelles de traction obtenues après rectification sont devenues compressives après REGAL. Ces contraintes résiduelles sont plus compressives à une profondeur plus importante qui atteint les 3,2 mm de la pièce comparés aux contraintes résiduelles et profondeur affectée obtenues après galetage seul.

La rugosité de surface obtenue après REGAL a été aussi améliorée comparée à celle mesurée suite au galetage agissant seul. Les effets combinés de la meule et de la bille de galetage semblent optimiser l'écoulement des pics de rugosité dans les vallées et améliore ainsi considérablement le R_a et le R_t .

Sommaire Chapitre 3 : Modélisation et simulations numériques

III.	Modélisation et simulations numériques	127
III.1	Introduction	127
III.2	Démarche de modélisation	128
III.2.1	Action de la meule.....	128
III.2.2	Action de la bille	130
III.3	Modélisation REGAL.....	131
III.3.1	Introduction	131
III.3.2	Modèle géométrique.....	133
III.3.3	Maillage.....	133
III.3.4	Propriété du matériau et loi de comportement	137
III.3.5	Gestion de contact	138
III.3.6	Conditions initiales, conditions aux limites et steps de calcul	138
III.4	Simulations numériques	140
III.4.1	Simulations numériques préliminaires	140
III.4.2	Simulations numériques pour le modèle retenu	160
III.5	Conclusions	173

III. Modélisation et simulations numériques

III.1 Introduction

Cette étude numérique a dans un premier temps conduit à trouver une démarche de modélisation et de simulations adéquates du procédé de rectification, du procédé de galetage et du procédé REGAL. Pour ce faire, une étude préliminaire a été mise en œuvre avec un modèle géométrique réduit mais raffiné dans les zones où les sollicitations thermomécaniques puis mécanique sont appliquées. Ainsi, sont définis les chargements, de la meule et de la bille, puis les effets de la pression de consigne P et de l'à-coup f sur les contraintes résiduelles du procédé de galetage et du procédé REGAL sont particulièrement étudiés. Les simulations numériques dans cette partie préliminaire sont menées avec une loi de comportement élasto-plastique de type Johnson & Cook.

Par la suite, un modèle géométrique plus proche de la géométrie employée lors des essais expérimentaux est mis en place. Les chargements adéquats définis dans l'étude préliminaire sont alors implémentés. Un comportement visco-élasto-plastique de type Johnson & Cook est utilisé pour les simulations numériques. La composante visqueuse a été rajoutée pour prendre en compte les taux de déformation conséquent dans ce procédé. La première partie du plan d'essai est déployée numériquement pour étudier l'effet de l'avance f sur la genèse des contraintes résiduelles en surface et en sous-couche.

Toutes les simulations numériques du procédé de rectification, du procédé de galetage et du procédé REGAL, ont été réalisées en 3D. L'objectif de ces calculs est de mieux comprendre la physique qui se cache derrière le déroulement du procédé. Plus spécifiquement, un regard particulier est porté sur l'obtention de meilleurs résultats de contraintes résiduelles de compression après REGAL, à une profondeur affectée plus importante comparée aux résultats obtenus pour le galetage agissant seul. Une physique a été pressentie au cours des essais expérimentaux, des scénarios ont été échafaudés. Ils seront confirmés ou infirmés par l'analyse des résultats et plus particulièrement l'étude des effets thermiques induits par le procédé de rectification. En effet, ils apportent d'autres données susceptibles d'aider à mieux voir les avantages du procédé REGAL et à mieux expliquer les effets thermomécaniques sur les résultats obtenus.

III.2 Démarche de modélisation

III.2.1 Action de la meule

Les forces mécaniques normales et tangentielles du procédé de rectification sont très faibles et les vitesses de coupe sont très importantes comparés à d'autres procédés d'enlèvement de matière tel que le tournage et le fraisage (Tableau III-1). Cependant, l'énergie de rectification au cours du temps est très élevée et il est assumé que toute la puissance mécanique ainsi générée est tôt ou tard convertie en chaleur (S Kohli, Guo and Malkin, 1995; Klocke, Brinksmeier and Weinert, 2005; Malkin, S. Guo, 2008). Une partie de la puissance thermique entre dans la pièce et induit des changements thermomécaniques tels que des contraintes qui résultent de la dilatation thermique et des transformations de phases, entre autres. Le reste de l'énergie thermique est dissipée lors de la formation des copeaux et dans l'environnement.

Tableau III-1. Ordre de grandeur des forces mécaniques et des vitesses de coupes pour différents procédés d'enlèvement de matière.

Procédé Grandeurs	Tournage	Fraisage	Rectification (cas d'étude)
Forces de coupe	De 500 à 3000 N	De 100 à 500 N	De 5 à 30 N
Vitesses de coupes	Centaines de m/min	Centaines de m/min	De 10 à 250 m/s

Le procédé de rectification est modélisé par une source thermique, représentant l'action de la meule sur la pièce, en mouvement sur la surface (Figure III-1). Afin de quantifier la puissance d'entrée, il est supposé que toute la puissance de rectification est tôt ou tard convertie en chaleur dans la zone de contact pièce/meule (S. Kohli, Guo and Malkin, 1995),(Klocke, Brinksmeier and Weinert, 2005),(Malkin, S. Guo, 2008). Entre 65% et 85% de la puissance thermique générée entre dans la pièce sous forme de chaleur (S. Kohli, Guo and Malkin, 1995),(Xu, 2001),(Li and Li, 2005),(Malkin and Guo, 2007a),(Vinay and Rao, 2015). En outre, plusieurs chercheurs ont démontré que la distribution du flux thermique dans la zone de rectification est linéairement répartie dans l'interface (Hamdi, Zahouani and Bergheau, 2004),(Doman, Warkentin and Bauer, 2009),(Y. Wang *et al.*, 2019). Dans la littérature, il parle de distribution triangulaire du flux en mouvement sur la surface de la pièce (Figure III-1).

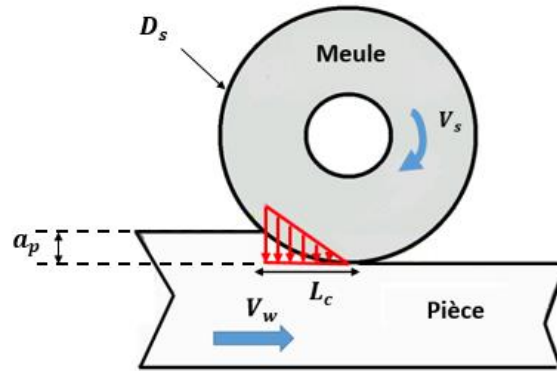


Figure III-1. Distribution triangulaire du flux thermique.

Dans cette partie préliminaire, la densité du flux thermique linéaire est calculée en utilisant l'Eq (III-1) qui est fonction de la longueur de contact l_c (Eq (III-2)), la puissance thermique entrant dans la pièce P_w , la largeur active de la meule b , et l'abscisse curviligne Y (Hamdi, Zahouani and Bergheau, 2004). La puissance thermique P_w (Eq (III-3)) dépend de la force tangentielle de rectification F_t (Eq (III-4)), la vitesse de la meule V_s et la fraction ε de l'énergie totale générée qui entre réellement dans la pièce. Dans cette étude ε est pris égal à 75% (S Kohli, Guo and Malkin, 1995).

$$q_w(Y) = \frac{2 \cdot P_w}{f \cdot l_c^2} \cdot Y; Y \in [0, l_c] \quad (III-1)$$

Où :

l_c : La longueur de contact entre la meule et la pièce (Figure III-1) est définie par un arc de cercle qui est égale à la corde, car a_p est très petit devant D_s ($a_p \ll D_s$). Elle est calculée avec l'Eq (III-2).

$$l_c = \sqrt{a_p \cdot D_s} \quad (III-2)$$

La puissance thermique entrant la pièce P_w (Eq (III-3)) est estimée à partir de la puissance mécanique totale générée au moment de la rectification qui est le produit de la force tangentielle de rectification F_t (Eq (III-4)) et la vitesse périphérique de la meule V_s . Une fraction ε de la puissance mécanique générée au moment de la rectification au niveau de la zone de contact meule/pièce est considérée.

$$P_w = \varepsilon \cdot F_t \cdot V_s \quad (III-3)$$

La force tangentielle de rectification F_t peut être modélisée en fonction de l'épaisseur équivalente du copeau h_{eq} (Hamdi, Zahouani and Bergheau, 2004), Eq (III-5).

$$F_t = 20 \cdot b \cdot (h_{eq})^{0.615} \quad (III-4)$$

Avec :

$$h_{eq} = a_p \cdot \frac{V_w}{V_s} \quad (III-5)$$

Le flux thermique triangulaire adopté dans la modélisation du procédé de rectification dans cette étude suit une trajectoire en créneaux (Figure III-2). L'à-coup f considéré est imposé par l'avance de la bille du procédé de galetage pour assurer un certain taux de recouvrement (Figure II-7).

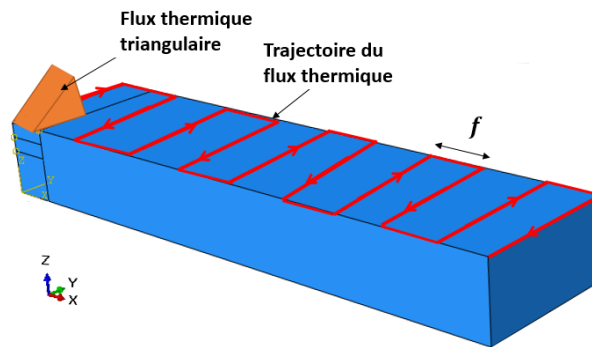


Figure III-2. Modèle 3D de la rectification en créneaux.

III.2.2 Action de la bille

Comme précisé précédemment dans la partie bibliographique, il existe deux approches pour modéliser le procédé de galetage : force imposée ou déplacement imposé. Dans notre cas, l'outil de galetage est un outil Ecoroll HG13 travaillant à une pression hydrostatique de consigne donnée. L'approche qui devrait être retenue est une approche à force imposée ce qui n'est pas toujours le cas dans la littérature. Dans un premier temps, une étude sera menée afin de montrer que dans notre cas une approche à force imposée est bien plus judicieuse.

En effet, la force de galetage appliquée à la bille est calculée à partir de la pression hydraulique P de consigne imposée par la pompe hydraulique (Figure III-3(a)) qui est supposée appliquée uniformément sur la demi-sphère de la bille de galetage (Eq (III-6)).

$$F_b = \iint P \, ds = \pi R_{ball}^2 P \quad (III-6)$$

L'autre approche consiste à appliquer à la pièce un déplacement vertical correspondant à l'enfoncement de la bille de rayon R_{ball} résultant de la force de galetage (Figure III-3(b)). Cette approche a été adoptée dans plusieurs études (Guo and Barkey, 2004a),(Rami *et al.*, 2018) et se base pour le calcul de l'enfoncement δ de la bille calculée à partir de la théorie du contact de Hertz entre deux solides élastiques.

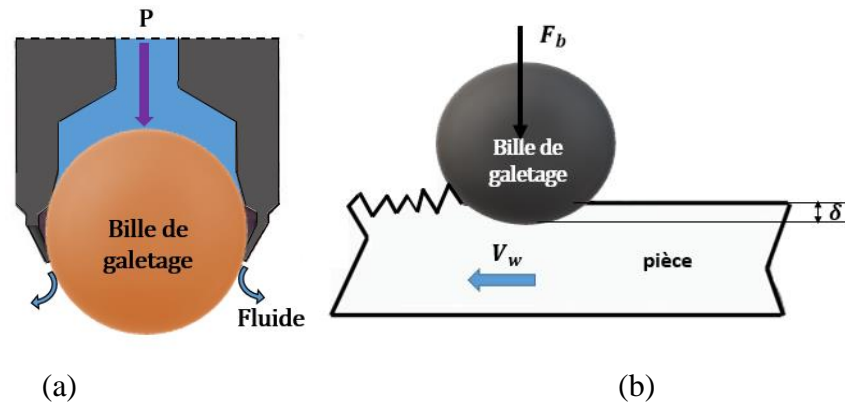


Figure III-3. (a) Illustration de la bille de galetage dans le support à bille, (b) Modèle de procédé de galetage à bille pour une force de galetage F_b appliquée au centre ou un déplacement vertical imposé δ .

III.3 Modélisation REGAL

III.3.1 Introduction

Le procédé REGAL consiste à combiner simultanément le procédé de galetage et de rectification. Ainsi la modélisation 3D la plus proche du procédé REGAL considéré consiste à placer le flux thermique du procédé de rectification à une distance d de la bille de galetage et de les faire avancer à la vitesse de la pièce V_w suivant une trajectoire dans le sens des y^+ puis des y^- après avoir effectué un pas f en x pour suivre le créneau (Figure III-2, Figure III-4).

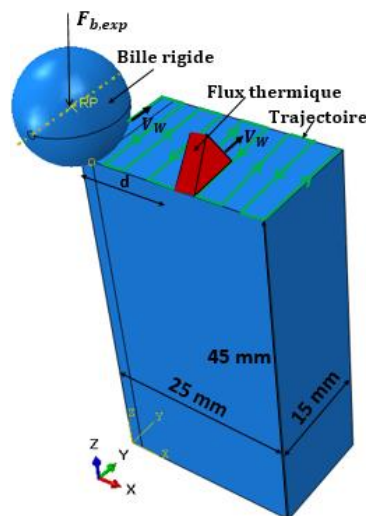


Figure III-4. Modélisation 3D du procédé REGAL.

La simulation numérique 3D du procédé de rectification-galetage combiné a été développée avec le logiciel éléments finis ABAQUS™. La forme du flux thermique et sa trajectoire sont décrits par une subroutine DFLUX avec Fortran alors que la bille de galetage est pilotée avec un tableau d'amplitude précisant la position de la bille (Figure III-5) en fonction du temps. La distance réelle séparant la meule de la bille de galetage est égale à 27,5 mm. Elle est gérée par les temps calculés à partir de la vitesse de la pièce selon la position actuelle du flux et de la bille de galetage sur la pièce.

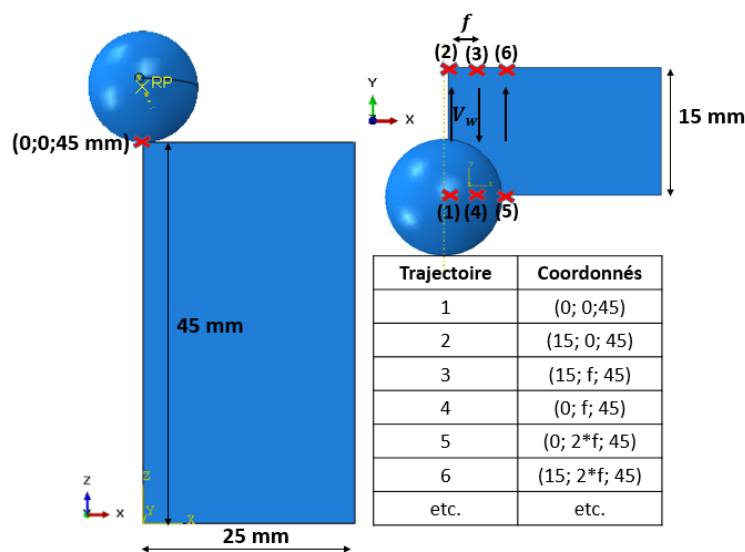


Figure III-5. Description de la trajectoire de la bille de galetage.

Le but des simulations numériques faites dans cette étude est de voir l'effet du taux de recouvrement sur les différents résultats de galetage et de REGAL et d'essayer de comprendre la physique qui se cache derrière. Pour cela le plan des simulations numériques adopté est dans le Tableau III-2.

Tableau III-2. Plan des simulations numériques.

	N° d'essai	A-coups f (mm)
Essais de galetage	G1	0,911
	G2	0,455
	G3	0,303
	G4	0,227
	G5	0,182
Essais REGAL	REGAL 1	0,911
	REGAL 2	0,455
	REGAL 3	0,303
	REGAL 4	0,227
	REGAL 5	0,182

III.3.2 Modèle géométrique

La pièce considérée dans la partie étude expérimentale est de dimension $50 \times 15 \times 45 \text{ mm}^3$ (Figure III-6(a)). Cependant pour les simulations numériques, la moitié de la pièce (Figure III-6 (b)) est considérée avec les conditions de symétrie géométrique adéquates dans le but d'alléger le calcul qui n'a jamais pu aboutir avec une pièce complète. Les raisons qui ont conduit à considérer une pièce plus petite avec des conditions de symétrie sont essentiellement le temps de calcul très grand (de l'ordre de semaines) et l'espace de stockage qui dépasse les 1 To pour un seul modèle de pièce complète.

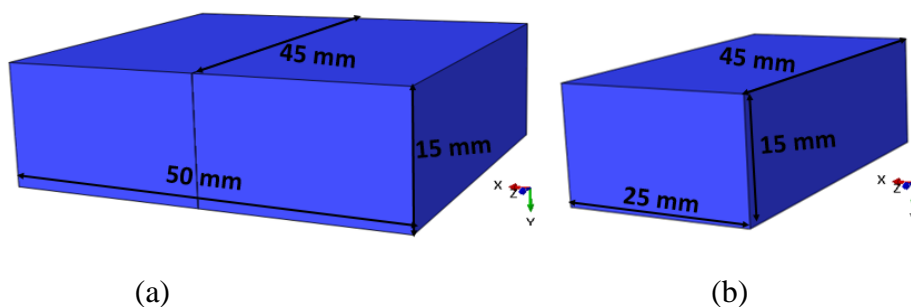


Figure III-6. (a) Dimension de l'échantillon, (b) dimension de la pièce utilisée dans les simulations numériques.

La pièce considérée ainsi dans les simulations numériques est une pièce parallélépipédique déformable de dimension : $25 \times 15 \times 45 \text{ mm}^3$. La bille de galetage considérée est de type « analytical rigid » de diamètre 13 mm.

III.3.3 Maillage

Une partition a été créée en surface et en profondeur de la pièce là où le maillage considéré est plus fin comparé au restant de l'échantillon (Figure III-7). Cette partition est de largeur variable d'un essai à un autre ce qui permet de réduire davantage les dimensions des mailles afin de bien étudier l'effet du taux de recouvrement tout en réduisant le temps de calcul.

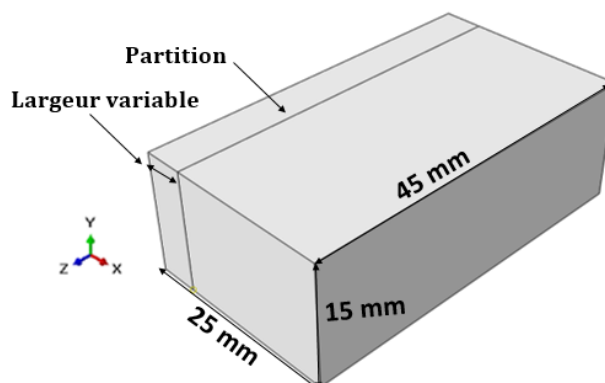


Figure III-7. Partition créée en surface et en profondeur de la pièce.

Dans cette étude numérique le choix du maillage de la pièce est dicté par trois conditions principales qui sont la précision, le temps de calcul et le stockage des données.

- **Condition 1 : La précision**

La taille de maille suivant l'axe X (axe du pas) doit être inférieure à l'à-coup et la taille de maille suivant l'axe Y qui est la direction d'avance doit être inférieure à la longueur de contact entre la pièce et la meule l_c (Figure III-1) et en même temps inférieure au diamètre de l'aire de contact entre la bille et la pièce $2a$. La taille de maille suivant l'axe Z augmente selon une suite géométrique de la surface fonctionnelle rectifiée et/ou galetée vers le bas de la pièce, passant de 0,07 mm en surface à 10 mm en bas.

- **Condition 2 : Le temps de calcul**

Afin de réduire le temps de calcul du procédé de galetage et du procédé REGAL, la moitié de la pièce a été considérée (Figure III-6(b)) tout en prenant en compte les conditions de symétrie nécessaires à une telle modification. Lorsque la pièce est coupée en deux le nombre de mailles est aussi réduit de moitié (Figure III-8).

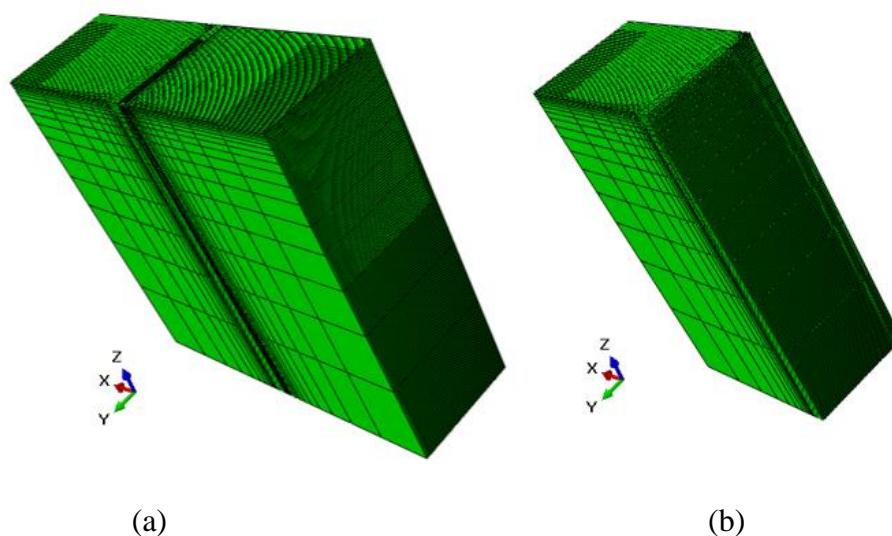


Figure III-8. (a) Maillage d'une pièce complète, (b) maillage de la moitié de la pièce.

- **Condition 3 : Le stockage des données**

Pour les simulations du procédé de galetage le problème de stockage ne se pose pas vu que le modèle le plus volumineux est de 8,61 GB (Tableau III-4). En contrepartie, pour le procédé REGAL et en considérant le même maillage adopté pour les simulations du galetage le stockage des unités de calcul a été saturé et a mené à l'arrêt du calcul. Afin d'y remédier la profondeur de la pièce a été réduite de 45 mm à 9 mm (Figure III-9). Une vérification qui sera développée

par la suite dans les résultats a été faite pour prouver qu'un tel changement n'affecte pas les résultats. En contrepartie, comme précisé précédemment, la largeur de la zone d'intérêt (la partition) considérée variable d'un essai à un autre permet de réduire le temps de calcul vu que plus l'à-coup diminue plus la taille des mailles doit être fine d'où la nécessité de réduire la largeur de la partition. Cela a conduit aussi à modifier la taille des mailles en profondeur de la pièce de 0,08 mm à 4 mm (Figure III-10).

Après plusieurs essais d'optimisation du maillage, le maillage le plus adéquat décrit dans le Tableau III-3 garantit une stabilisation du modèle en alliant gain de temps et précision. Ce maillage est représenté dans les Figure III-9 et Figure III-10 et permet d'obtenir un minimum de distorsion et des résultats dans le régime stationnaire.

Tableau III-3.Tailles de mailles de la partition suivant l'axe X et l'axe Y.

Numéro d'essai	Taille de maille en mm (suivant l'axe X)	Taille de maille en mm (suivant l'axe Y)
G 1/ REGAL 1	$0,085 < f=0,911$	$0,8 < l_c=3,54$ et $< 2a=0,911$
G 2/ REGAL 2	$0,15 < f=0,455$	$0,15 < l_c=3,54$ et $< 2a=0,911$
G 3/ REGAL 3	$0,2 < f=0,303$	$0,2 < l_c=3,54$ et $< 2a=0,911$
G 4/ REGAL 4	$0,15 < f=0,227$	$0,15 < l_c=3,54$ et $< 2a=0,911$
G 5/ REGAL 5	$0,15 < f=0,182$	$0,15 < l_c=3,54$ et $< 2a=0,911$

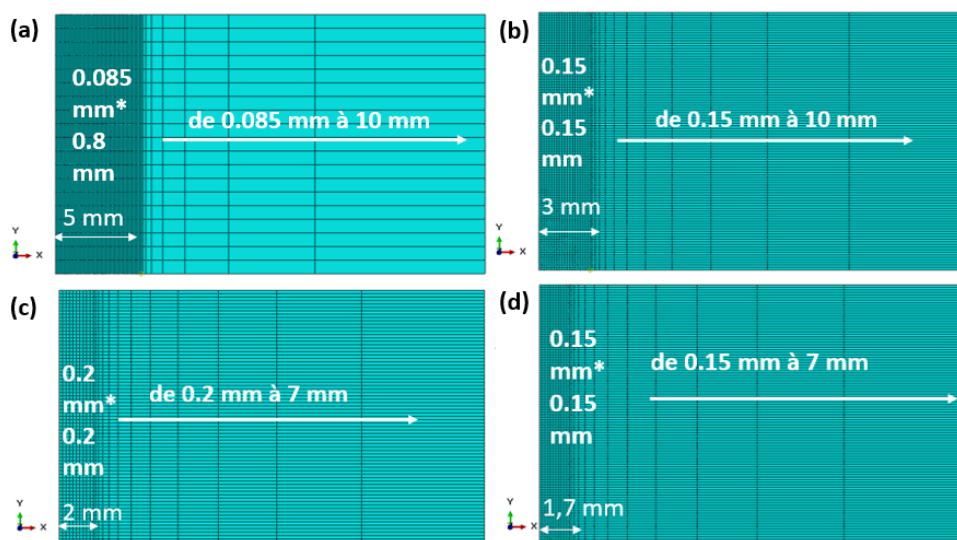


Figure III-9. Maillage en surface (plan XY) pour (a) G1/REGAL1, (b) G2/REGAL2, (c) G3/REGAL3 et (d) G4/REGAL4 et G5/REGAL5.

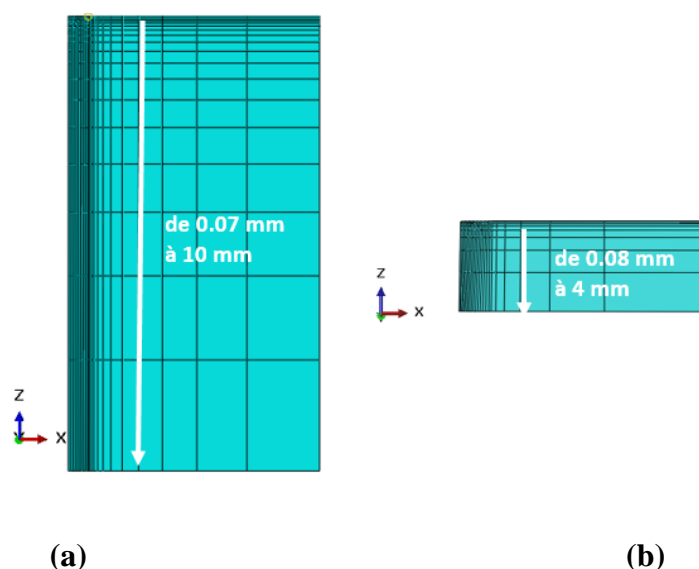


Figure III-10. Maillage en profondeur (plan XZ) pour (a) procédé de galetage, (b) procédé REGAL.

Le procédé de galetage est un procédé purement mécanique d'où le choix d'un maillage de type « 3D stress » alors que le procédé REGAL est un procédé thermomécanique d'où le choix d'un maillage de type « Coupled temperature-displacement ». Les éléments de maillage choisis sont de type linéaire hexaédrique dont le nombre, le temps de calcul nécessaire et la taille du fichier pour chaque essai sont résumés dans le Tableau III-4.

Tableau III-4. Nombre d'éléments et de nœuds du maillage, temps de calcul et taille du fichier pour chaque essai.

Numéro d'essai	Type de maillage	Nombre d'éléments et de nœuds	Temps de calcul	Taille de l'ODB
G 1	C3D8R*	34000 nœuds 30552 éléments	49,73 H	5,68 GB
G 2	C3D8R	66660 nœuds 60800 éléments	112,17 H	8,61 GB
G 3	C3D8R	34960 nœuds 31350 éléments	39 H	4,10 GB
G 4	C3D8R	48480 nœuds 43700 éléments	111,5 H	5,73 GB
G 5	C3D8R	48480 nœuds 43700 éléments	57,6 H	6,26 GB
REGAL 1	C3D8T	38700 nœuds 32528 éléments	68 H	487,1 GB

REGAL 2	C3D8T	15732 nœuds 13200 éléments	27,64 H	198 GB
REGAL 3	C3D8T	12996 nœuds 10800 éléments	24,7 H	182 GB
REGAL 4	C3D8T	16362 nœuds 13600 éléments	72,8 H	276 GB
REGAL 5	C3D8T	15732 nœuds 13200 éléments	29, 13 H	211 GB

*C3D8R :8 nœuds, 1 point d'intégration

III.3.4 Propriété du matériau et loi de comportement

La pièce considérée dans cette étude est en acier 42CrMo4 (42CD4) dont les propriétés thermomécaniques sont présentées dans le Tableau III-5.

Tableau III-5. Propriétés thermomécaniques de l'acier 42CD4 (Germain, 2006).

Module d'Young (MPa)	210 000
Coefficient de Poisson ν	0,3
Densité (Kg m⁻³)	7800
Conductivité thermique (j m⁻¹s⁻¹°C⁻¹)	46
Chaleur spécifique (j Kg⁻¹°C⁻¹)	477

La loi de comportement du matériau de la pièce qui est en acier 42CrMo4 (42CD4) est une loi élasto-visco-plastique de Johnson & Cook implémentée dans ABAQUS et décrite par l'Eq (III-7) et dont les valeurs des paramètres sont dans le Tableau III-6.

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \left(1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_{\text{ambiante}}}{T_{\text{fusion}} - T_{\text{ambiante}}} \right)^m \right) \quad (\text{III-7})$$

Tableau III-6. Comportement élasto-visco-plastique de Johnson-Cook pour l'acier 42CrMo4 (Bacaria, 2001), (Barge, 2005b),(Salvatore *et al.*, 2012).

A(MPa)	B(MPa)	n	m	C	$\dot{\varepsilon}_0$ (s ⁻¹)	T_{ambiante} (°C)	T_{fusion} (°C)
595	580	0,133	1,03	0,023	10 ⁻³	20	1520

Avec : A est la limite élastique, B est le module de durcissement, n est le coefficient d'écrouissage, m est le coefficient de dépendance à la température, C coefficient qui dépend

de la vitesse de déformation, $\dot{\epsilon}$ vitesse de déformation plastique et $\dot{\epsilon}_0$ taux de déformation plastique de référence.

III.3.5 Gestion de contact

Pour la simulation numérique du procédé REGAL et pour des raisons de simplification l'outil de galetage à bille est considéré comme étant une bille rigide. Cette supposition est valide parce que la dureté de la bille de galetage en céramique est largement supérieure à la dureté de la pièce qui est en 42CD4 (Tableau II-3). La bille de galetage est de type « analytical-rigid » à laquelle est associé un point de référence au centre pour appliquer la force de galetage et pour contrôler son mouvement. Le choix du type « analytical rigid » au lieu du type « discrete rigid » pour la bille a été fait d'une part, pour réduire le temps de calcul en évitant de mailler la bille et d'autre part, pour avoir une description plus lisse de la surface où moins d'erreurs de calcul peuvent survenir et afin d'obtenir une meilleure approximation de la physique du contact.

La surface de la bille de galetage est considérée comme la surface maître alors que la surface de la pièce est la surface esclave. Le type de contact existant entre la bille et la pièce est un « surface to surface contact » qui est une formulation qui permet de renforcer les conditions de contact à des régions qui sont proches des nœuds esclaves en évitant de considérer chaque nœud à part. La moyenne est donc centrée sur les nœuds esclaves afin que chaque contrainte de contact soit considérée par le nœud esclave actif mais aussi les nœuds esclaves adjacents.

D'autre part, la formulation de contact utilisée entre la pièce et la bille est une formulation « finite-sliding » qui permet la séparation, le glissement et la rotation des surfaces des deux corps considérés mais aussi de suivre de façon continue (au cours du mouvement de la bille) quelles sont les parties de la surface maître qui sont en contact avec chaque nœud de la surface esclave. Le contact normal entre les surfaces en contact est modélisé grâce à la formulation « hard contact » implémenté dans ABAQUSTM. La loi de frottement utilisée est la loi de frottement de Coulomb isotopique décrite par le comportement tangentiel de la bille de galetage.

III.3.6 Conditions initiales, conditions aux limites et steps de calcul

Les simulations numériques du procédé REGAL 3D sont faites avec le logiciel ABAQUSTM où la méthode de calcul implicite est adoptée pour pouvoir simuler le retour élastique du matériau et obtenir les contraintes résiduelles issues du procédé REGAL.

La pièce a initialement une température égale à 20°C. Un coefficient d'échange thermique par convection égal à 10⁵W/m²/K (Bacaria, 2001) est appliqué sur toutes les faces latérales et la

face de dessus. La pièce est aussi fixée en bas et a une condition de symétrie géométrique dans le plan (YZ) afin de prendre en considération la moitié de la pièce qui a été enlevée pour faciliter le calcul (Figure III-11).

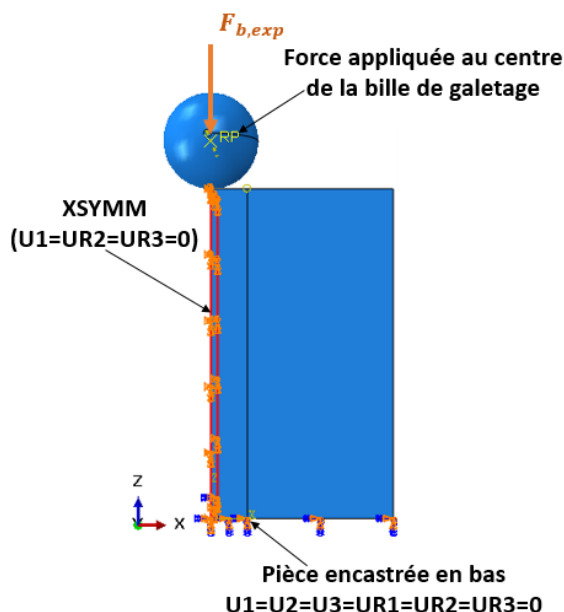


Figure III-11. Conditions aux limites de la pièce et chargement appliqué à la bille de galetage.

La simulation du procédé de galetage à bille est composée de trois steps : indentation, roulement et désindentation. Les conditions aux limites de la bille varient selon le step de calcul et sont rappelés dans le Tableau III-7. Les conditions d’usinage du procédé REGAL considérés dans cette partie sont cités dans le Tableau III-8.

La simulation du procédé REGAL avec le logiciel ABAQUSTM se fait en quatre « steps » : le procédé de rectification est considéré par un « step temperature-displacement » suivi de trois « steps dynamic-implicit » (indentation, roulement et désindentation) relatif au procédé de galetage. Ainsi, lorsque le procédé de galetage est lancé, le modèle prend en considération en chaque nœud les données du procédé de rectifications telles que l’histoire thermique, les contraintes résiduelles, etc., déterminées à partir du « step temperature-displacement » précédent.

Tableau III-7. Conditions aux limites de la bille de galetage.

Step \ Cl	U1	U2	U3	UR1	UR2	UR3	Force
Indentation	0	0	free	0	0	0	$F_{b,exp}$
Roulement	*	*	free	free	free	free	$F_{b,exp}$
Désindentation	0	0	2 mm	0	0	0	0

* dépend de la position de la bille dans les directions X et Y suivant la trajectoire prédéfinie.

Tableau III-8. Conditions d'usinage.

Diamètre de meule	D_s (mm)	250
Largeur de meule	b (mm)	10
Vitesse périphérique de meule	V_s (m.s ⁻¹)	37,5
Profondeur de coupe	a_p (μm)	50
Diamètre de la bille	d_b (mm)	13
Pression de galetage	P (MPa)	20

III.4 Simulations numériques

III.4.1 Simulations numériques préliminaires

Cette étude préliminaire sert à trouver la modélisation adéquate du procédé REGAL afin de se rapprocher le plus de la physique réelle et des résultats expérimentaux. Cette partie de l'étude a permis de réaliser plusieurs simulations numériques dans le but de choisir l'approche de modélisation du procédé de galetage la plus adéquate et qui se rapproche le plus de la réalité expérimentale. Les conditions de contact bille/pièce y sont également approchées pour aboutir à l'identification d'un coefficient d'adhérence.

Pour ce faire, un modèle géométrique simplifié avec un raffinement élaboré dans les zones de chargement thermomécanique et mécanique est développé. Ainsi, des démarches de modélisation vont pouvoir être testées et les résultats pourront être confrontés à des résultats préliminaires d'essais expérimentaux. En procédant de la sorte, il sera alors possible de bâtir un modèle plus conséquent reflétant bien mieux la réalité et qui révélera des explications physiques intéressantes.

III.4.1.1 Modèle réduit

Un modèle géométrique réduit sera considéré dans cette partie. Pour ce faire, une portion de 40x10x5 mm³ (Figure III-12) est extraite de l'échantillon de dimension de dimension 50*15*45 mm³ (Figure III-12, Figure III-13). Ce modèle géométrique sera considéré dans les simulations numériques préliminaires. Cela permettra de se donner la possibilité de raffiner les zones de chargements intenses sans augmenter drastiquement le nombre de mailles et de nœuds, et donc le nombre de degré de liberté et les temps de calcul.

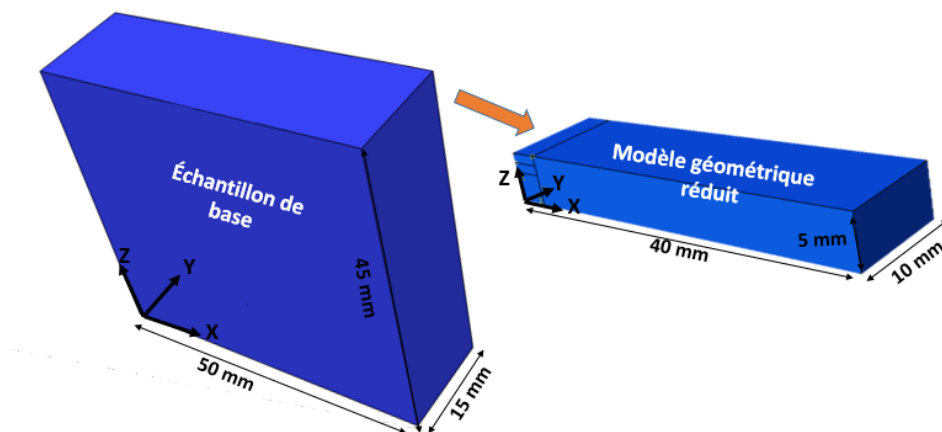


Figure III-12. Dimensions de l'échantillon de base et du modèle réduit.

Le procédé REGAL est un procédé thermomécanique ce qui conduit à une utilisation de mailles de type C3D8T. Une partie de la pièce de dimension $(3 \times 10 \times 5 \text{ mm}^3)$ est considérée comme une zone d'intérêt où le maillage considéré est plus fin (Figure III-13). Le choix d'un maillage plus précis dans cette zone d'intérêt sert à voir plus clairement l'effet du procédé REGAL en surface et en sous couche de la pièce et permet aussi de réduire le temps de calcul en évitant de mailler toute la pièce finement.

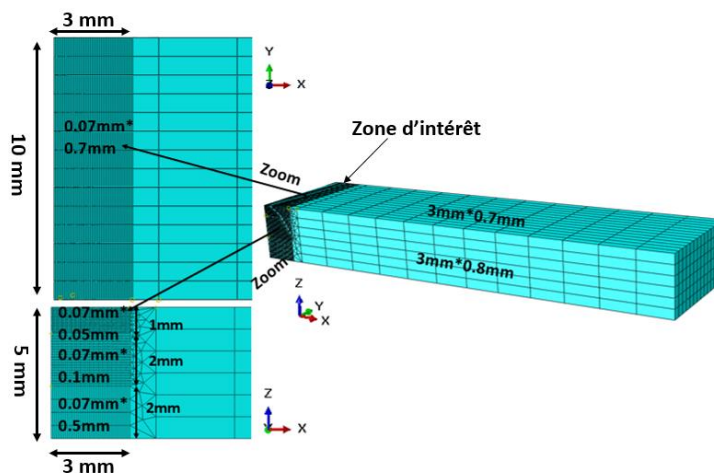


Figure III-13. Maillage du modèle géométrique réduit.

III.4.1.2 Choix des conditions optimales

En se plaçant dans les conditions de rectification citées dans le Tableau III-9 et en utilisant les Eqs (III-1) à (III-5) il est possible de calculer la densité du flux thermique qui entre dans la pièce pour différentes vitesses de la pièce (Tableau III-10).

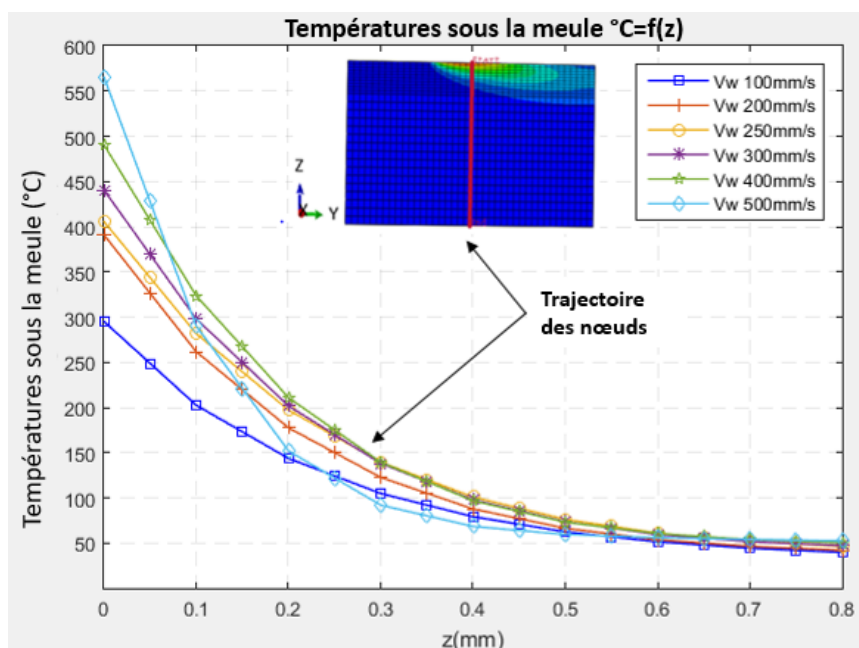
Tableau III-9. Conditions de rectification.

Diamètre de meule	D_s (mm)	250
Largeur de meule	b (mm)	10
Largeur active de la meule	f (mm)	1
Vitesse périphérique de meule	V_s (m.s⁻¹)	37,5
Profondeur de coupe	a_p (μm)	50

Tableau III-10. Données utilisées pour le calcul de la densité du flux thermique pour différentes vitesses de la pièce.

V_w (mm.s⁻¹)	$\frac{2 \cdot P_w}{b l_c^2} \cdot Y; Y \in [(0, l_c] (\text{W} \cdot \text{mm}^{-2})$
100	24,3*Y
200	37,26*Y
250	42,74*Y
300	47,81*Y
400	57,1*Y
500	65,46*Y

Le procédé de rectification-galetage simultané consiste à galetter une surface a priori préchauffée par le procédé de rectification. Les résultats de températures issues du procédé de rectification sont étudiés numériquement pour différentes vitesses V_w de la pièce et différentes valeurs d'à-coups f (Figure III-14 et Figure III-15).


Figure III-14. Effet des vitesses de la pièce sur les résultats numériques de températures issues du procédé de rectification en fonction de la profondeur de la pièce pour $f=1$ mm.

Le flux thermique de rectification n’affecte pas seulement la surface de la pièce mais la chaleur diffuse à l’intérieur de la pièce et mène à de très importants gradients de températures à différentes profondeurs de la pièce (Figure III-14 et Figure III-15). Les vitesses de 400 mm/s et 500 mm/s ne sont pas des vitesses classiquement utilisées pour un tel procédé. Pour cela la vitesse de pièce de 250 mm/s est choisie comme vitesse de référence.

L’étude des résultats numérique de températures du procédé de rectification pour une vitesse de pièce de 250 mm/s et pour différents à-coups f montre que la température maximale est obtenue pour $f=1$ mm (Figure III-15). Les valeurs de températures atteignent les 150°C à une profondeur 0,4 mm de la pièce pour un à-coup $f=1$ mm et $V_w = 250 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ (Figure III-15).

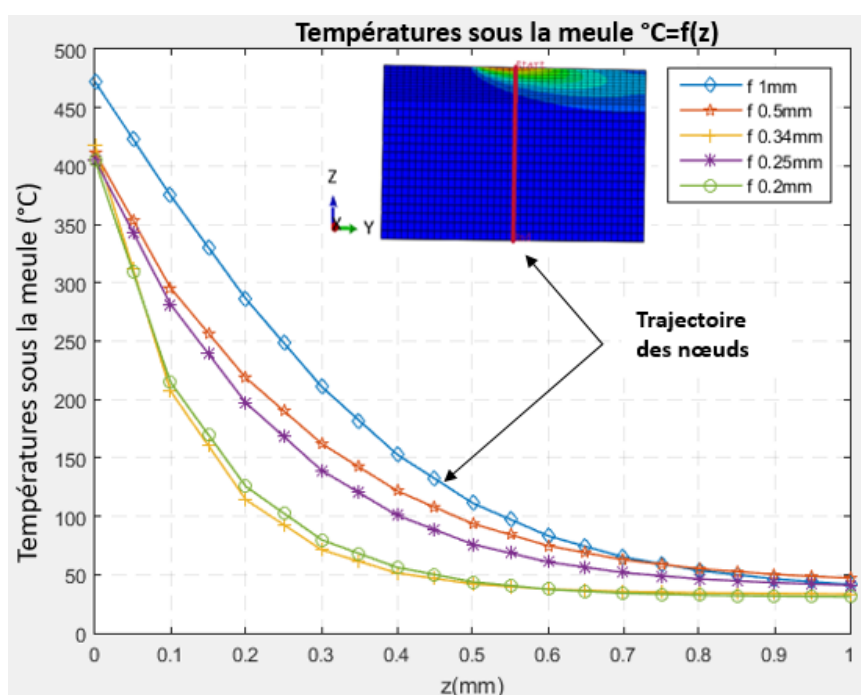


Figure III-15. Effet de l’à-coup f sur les résultats numériques de températures issues du procédé de rectification en fonction de la profondeur de la pièce pour $V_w=250 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ et $q_w(Y)=42,7*Y \text{ W} \cdot \text{mm}^{-2}$.

Ainsi, le restant de l’étude préliminaire numérique et expérimentale du procédé REGAL et galetage est lancée pour $f = 1 \text{ mm}$ et $V_w = 250 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$, paramètres pour lesquels les températures de rectification sont maximales.

III.4.1.3 Influence du type de chargement

Tout d’abord, il est important de rappeler que la théorie du contact de Hertz n’est valide que dans le domaine élastique. La pertinence de l’utilisation du déplacement vertical δ calculé à partir de la théorie de Hertz dans la modélisation du procédé de galetage est étudié dans cette partie. Pour ce faire cette valeur δ sera comparée à celle obtenue numériquement après un essai

d'indentation avec une force égale à celle du galetage F_b en tenant compte de l'écroutissage du matériau.

La valeur de la force de galetage appliquée à la bille calculé en utilisant l'Eq (III-6) (Tableau III-12) est différente de la force réellement appliquée à la bille de diamètre 13 mm obtenue expérimentalement pour une pression de consigne de 30 MPa (Figure III-16). Cette force expérimentale mesurée par le dynamomètre de force KISTLER 9257A est 25% plus faible que la valeur de la force calculée (Figure III-17). Cette perte de pression est due aux choix technologiques faits lors de la conception de la fixation de la bille, qui en cours de fonctionnement chargé par une pression de consigne P laisse passer du fluide hydraulique (Figure III-3(a)). Pour cette raison, une nouvelle expression liant la force de galetage calculée et celle obtenue expérimentalement est exprimé dans l'Eq (III-8). Dans la littérature (Sartkulvanich *et al.*, 2007) un résultat similaire est trouvé.

$$F_{b, \text{exp}} = \frac{3}{4} F_b \quad (\text{III-8})$$

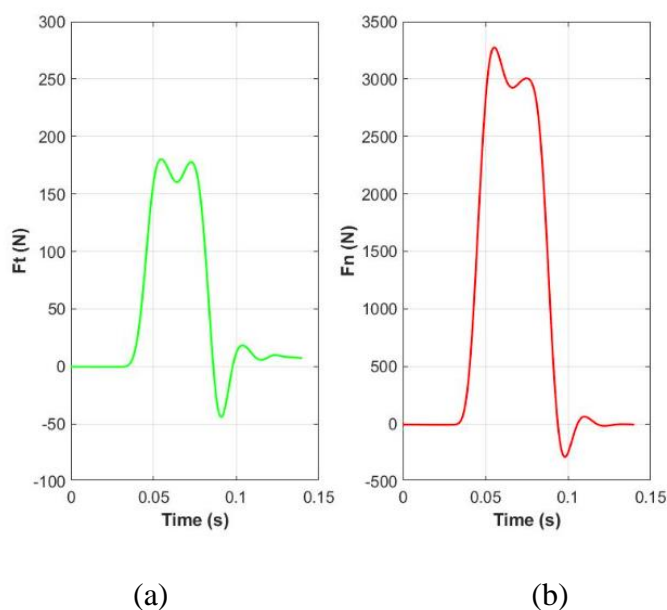


Figure III-16. (a) Force tangentielle et (b) Force normale obtenues expérimentalement du procédé de galetage à bille pour $P=30$ MPa et $d_b=13$ mm.

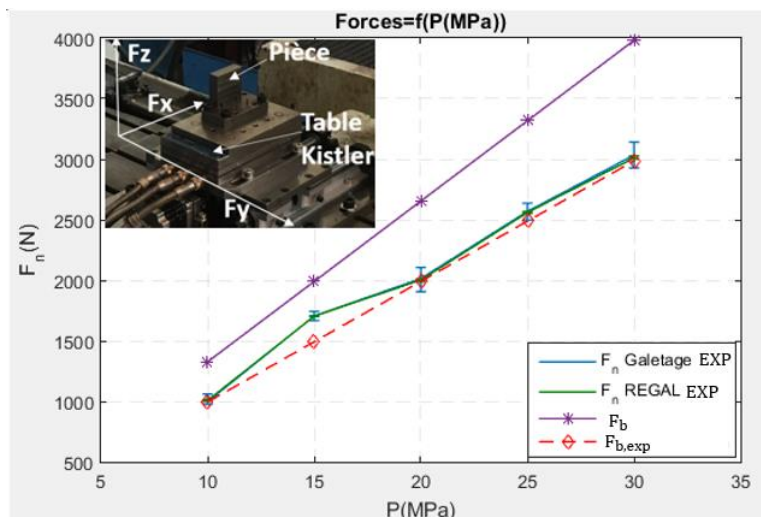


Figure III-17. Résultats de forces normales obtenues expérimentalement du procédé de galetage seul et du procédé REGAL en fonction de la pression d'admission.

La simulation numérique de l'indentation est lancée en utilisant la force de galetage expérimentale $F_{b,exp}$ obtenue avec l'Eq (III-8) et égale à 2986 N. Cette simulation numérique de l'indentation utilisant la force de galetage expérimentale permet de comparer non seulement la profondeur de pénétration δ calculée par la théorie de contact de Hertz et numérique mais aussi d'autres paramètres obtenus par cette même théorie.

À partir de la théorie de contact élastique entre une sphère rigide et un demi espace (Figure III-18), il est possible d'estimer les caractéristiques de contact entre la bille de galetage et la pièce. En effet, il est possible de déterminer la pression de contact maximale P_0 (Eq(III-9)) entre la bille de galetage et la pièce lorsque la force de galetage F_b est appliquée. Mais aussi l'aire de contact et la profondeur d'indentation δ de la bille dans l'échantillon (Eq (III-10)).

Le diamètre de l'aire de contact circulaire $2a$ est calculé utilisant l'Eq (III-11) prenant en compte le module d'Young équivalent E^* (Eq (III-12)) et le rayon effective R (Eq (III-13)).

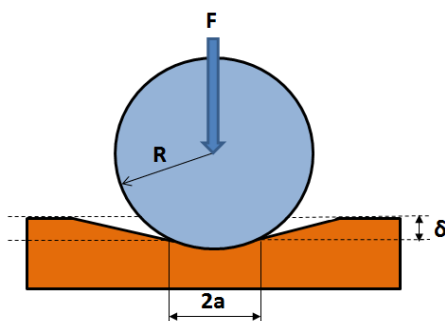


Figure III-18. Illustration de la théorie du contact élastique de Hertz.

$$P_0 = \frac{3 F_b}{2 \Pi a^2} \quad (\text{III-9})$$

$$\delta = \frac{a^2}{R_{\text{ball}}} \quad (\text{III-10})$$

$$2a = 2 \left(\frac{3 F_b R}{4 E^*} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (\text{III-11})$$

$$E^* = \left(\frac{1 - \nu_{\text{workpiece}}}{E_{\text{workpiece}}} + \frac{1 - \nu_{\text{ball}}}{E_{\text{ball}}} \right)^{-1} \quad (\text{III-12})$$

$$\frac{1}{R} = \left(\frac{1}{R_{\text{workpiece}}} + \frac{1}{R_{\text{ball}}} \right) \quad (\text{III-13})$$

Les propriétés de contact de la pièce et de la bille de galetage utilisées dans cette étude sont citées dans le Tableau III-11.

Tableau III-11. Propriétés mécaniques et géométriques de la pièce et de la bille de galetage nécessaires au calcul du contact Hertzien.

$E_{\text{workpiece}}$ (MPa)	E_{ball} (MPa)	$\nu_{\text{workpiece}}$	ν_{ball}	E^* (MPa)	$R_{\text{workpiece}}$ (mm)	R_{ball} (mm)	R (mm)
210 000	315 000	0,3	0,26	137 111	∞	6,5	6,5

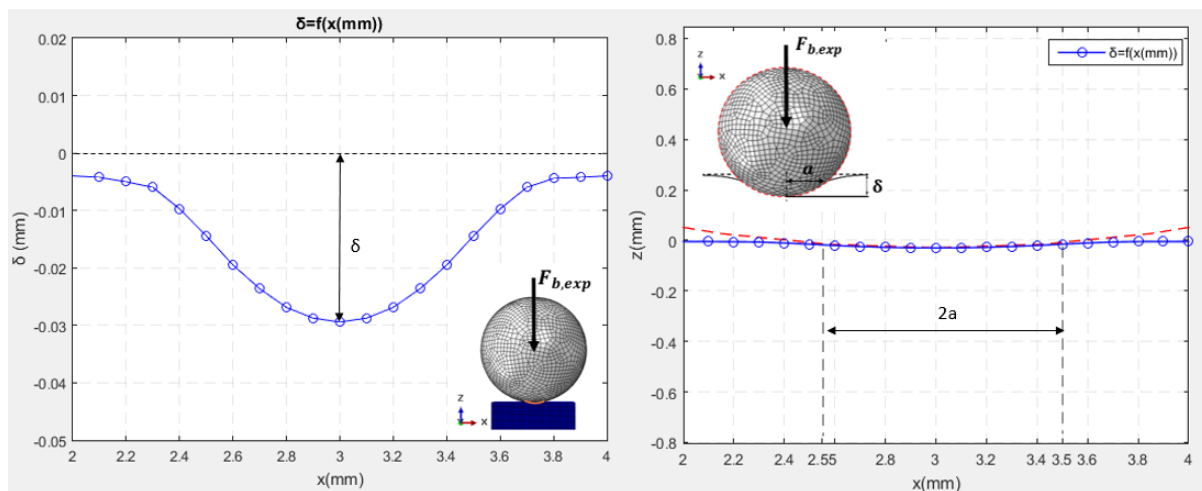
Les paramètres calculés à partir de la théorie de Hertz pour une pression de 30 MPa sont présentés dans le Tableau III-12.

Tableau III-12. Paramètres de contact de Hertz calculés pour une pression hydraulique de 30MPa.

P (MPa)	F_b (N)	$2a$ (mm)	P_0 (MPa)	δ (mm)
30	3982	1,04	6999	0,042

La profondeur maximale d'indentation δ obtenue numériquement dans la Figure III-19 (a) est égale à 0,029 mm et est inférieure de 15% de la valeur calculée en utilisant la théorie de contact de Hertz égale à 0,034 mm. D'autre part, le diamètre de l'aire de contact $2a$ obtenu numériquement dans la Figure III-19 (b) est égal à la valeur calculée par la théorie de Hertz dans le Tableau III-13 en utilisant l'Eq (III-11) égal à 0,95 mm. De surcroit, La théorie de contact de Hertz maximise la pression de contact P_0 égale à 6359 MPa calculée en utilisant l'Eq (III-9) alors qu'elle est égale à 2456 MPa obtenue par la simulation numérique d'indentation dans la Figure III-20 (a) et (b). La différence peut être expliquée par le fait que la théorie de contact de Hertz tient en compte uniquement des constantes élastiques du matériau

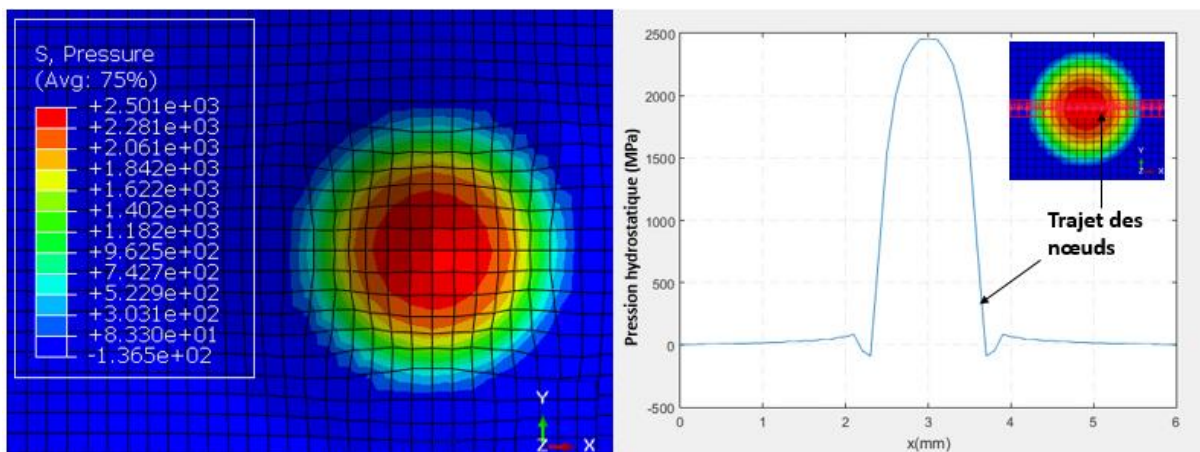
et ne prend pas en considération les changements de variation $\sigma = f(\epsilon)$ dans le domaine plastique.



(a)

(b)

Figure III-19. (a) Profondeur d'indentation δ , (b) Diamètre de l'aire de contact circulaire entre la bille de galetage et la pièce.



(a)

(b)

Figure III-20. (a) Isovaleurs de la pression hydrostatique obtenues numériquement après indentation, (b) Courbe de la pression hydrostatique en fonction de l'axe X.

Tableau III-13. Paramètres de Hertz calculés et résultats numériques obtenus après un essai d'indentation avec une force de de galetage de 2986 N appliquée au centre de la bille.

	$F_{b, exp}$ (N)	δ (mm)	$2a$ (mm)	P_0 (MPa)
Théorie de Hertz	2986	0,034	0,95	6359
Simulation numérique	2986	0,029	0,95	2456

À partir de cette étude comparative, il est clair que la détermination de la profondeur de pénétration de la bille δ en utilisant la théorie de contact de Hertz est une mauvaise approximation pour la simulation du procédé de galetage vu que la valeur de δ est surestimée de 15%. Utiliser la profondeur de pénétration δ comme approche de modélisation du procédé de galetage conduit à une surestimation des contraintes résiduelles obtenues par galetage.

Dans un second temps à des fins de comparaison, des simulations du galetage et de REGAL seront menées à déplacement imposé selon la valeur obtenue par la théorie de Hertz et à force imposée pour une pression de consigne de 30 MPa.

Une différence significative est visible en comparant les résultats de contraintes résiduelles obtenues numériquement pour ces deux types de modèles. Les contraintes résiduelles sont plus compressives dans la direction de galetage S22 pour l'approche du déplacement imposé comparé aux résultats de contraintes résiduelles obtenues pour l'approche où la force de galetage est imposée (Figure III-21). Ces résultats de contraintes résiduelles en compression dans la direction de galetage S22 pour le déplacement imposé atteignent une valeur de -257MPa en surface et un maximum de -578 MPa à une profondeur de 0,3 mm de la pièce alors que le maximum obtenu pour le cas de la force imposée est égale à -147 MPa obtenu en surface (Figure III-21).

Les résultats de contraintes résiduelles obtenus dans la direction perpendiculaire au galetage S11 sont plus compressives en surface et égales à -693 MPa en appliquant la force de galetage imposée alors qu'ils sont égales à -412 MPa lorsque le déplacement vertical est imposé (Figure III-22). De surcroît, la couche affectée par les contraintes résiduelles de compression atteint une profondeur plus importante égale à 0,65 mm en imposant un déplacement vertical à la bille de galetage qu'en appliquant une force avec une profondeur affectée de 0,5 mm (Figure III-22). Ainsi, plus la profondeur d'indentation est grande plus les contraintes résiduelles sont compressives affectant une plus importante profondeur de la pièce.

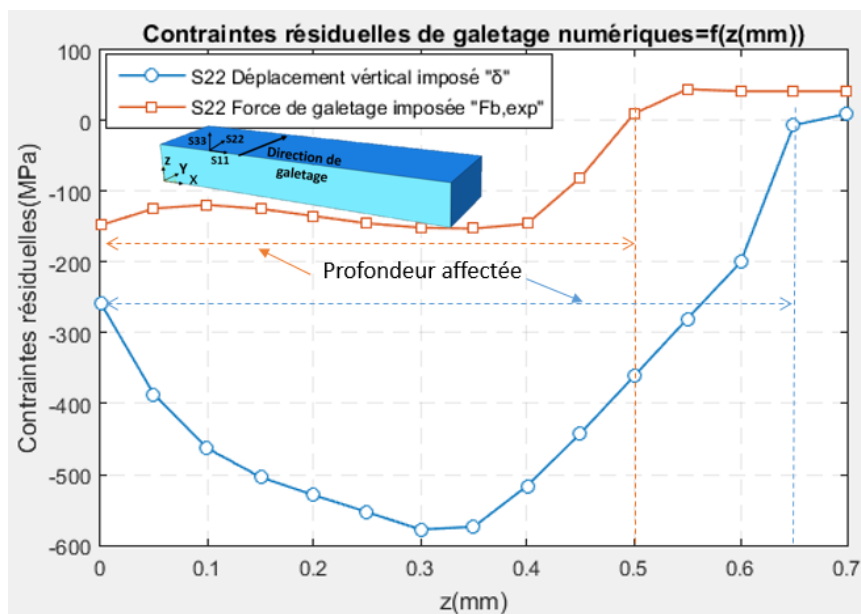


Figure III-21. Contraintes résiduelles numériques du procédé de galetage à bille dans la direction de galetage S22 en fonction de la profondeur de la pièce obtenues pour un déplacement vertical $\delta=0,034$ mm et une force de galetage imposée $F_{b,exp}=2986$ N pour $\mu=0.06$.

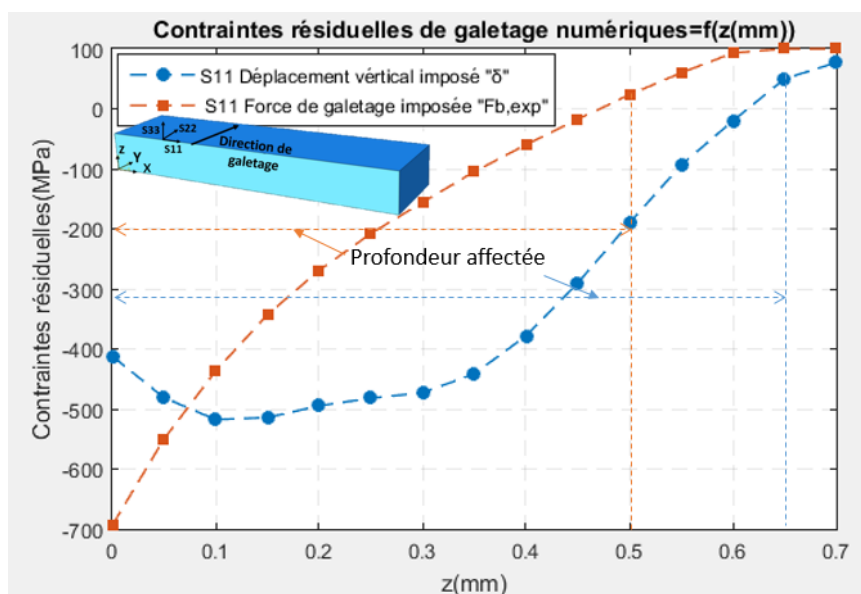


Figure III-22. Contraintes résiduelles numériques du procédé de galetage à bille dans la direction perpendiculaire au galetage S11 en fonction de la profondeur de la pièce obtenues pour un déplacement vertical $\delta=0,034$ mm et une force de galetage imposée $F_{b,exp}=2986$ N pour $\mu=0.06$.

Les contraintes résiduelles obtenues expérimentalement pour le procédé REGAL sont comparées aux résultats obtenus numériquement pour les deux approches de modélisation utilisées pour la modélisation du procédé de galetage à bille (Figure III-23 et Figure III-24). Les résultats des simulations numériques montrent que l'approche du déplacement vertical imposé surestime les contraintes résiduelles en compression et cela dans le sens du galetage comme

dans le sens de l'avance (Figure III-23, Figure III-24). Les profils de contraintes résiduelles selon la profondeur de la pièce pour S11 et S22 expérimentaux sont plus proches lorsqu'une force de galetage est imposée pour les simulations numériques de REGAL. Cela valide bien ce qui a été discuté précédemment que l'utilisation de l'approche du déplacement vertical pour la modélisation du procédé de galetage entraîne une surestimation des contraintes résiduelles.

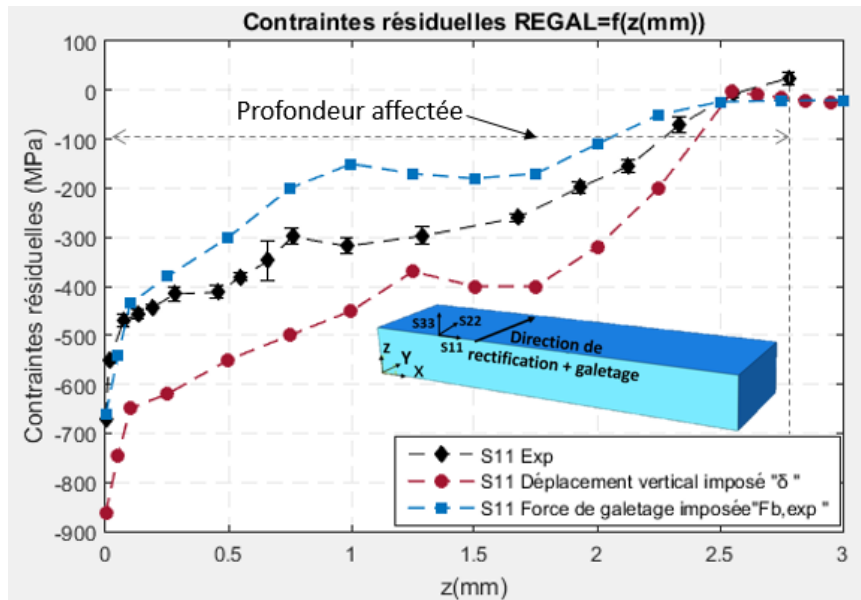


Figure III-23. Comparaison entre les résultats expérimentales de contraintes résiduelles du procédé REGAL et les résultats numériques pour un enfoncement imposé $\delta=0,034$ mm et une force de galetage imposée $F_{b, \text{exp}}=2986$ N dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 pour $\mu=0.06$.

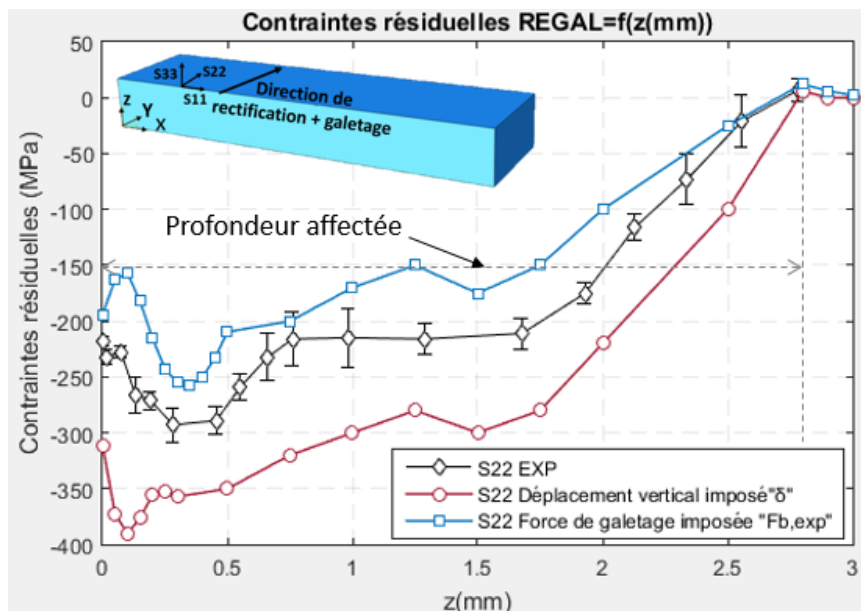


Figure III-24. Comparaison entre les résultats expérimentales de contraintes résiduelles du procédé REGAL et les résultats numériques pour un enfoncement imposé $\delta=0,034$ mm et une force de galetage imposée $F_{b, \text{exp}}=2986$ N dans la direction de rectification et de galetage S22 pour $\mu=0.06$.

Afin d'éviter d'autres erreurs liées à l'utilisation de la théorie de contact de Hertz, les simulations numériques du procédé de galetage à bille sont conduites dans ce travail en utilisant la force de galetage expérimentale $F_{b,exp}$ (Figure III-25) au lieu d'utiliser le déplacement vertical δ calculé par la théorie de Hertz.

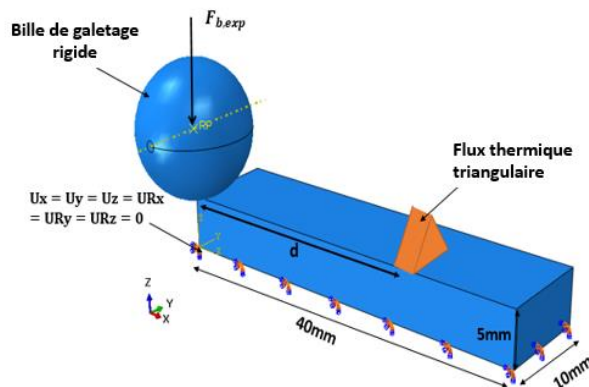


Figure III-25. Modèle 3D du procédé de rectification-galetage combiné.

III.4.1.4 Estimation du bon coefficient de frottement

Dans le but d'estimer le bon coefficient de frottement de Coulomb numérique du procédé de galetage à bille, les contraintes résiduelles obtenues par les simulations numériques par éléments finis lancées pour différentes valeurs de coefficient de frottement sont comparés aux résultats de contraintes résiduelles expérimentales. La force de frottement dynamique F_t est composée d'une force adhésive $F_{t,a}$ et une force liée aux déformations plastiques $F_{t,d}$ donnée par l'Eq (III-14) (Bhushan, 2002).

$$F_t = F_{t,a} + F_{t,d} = (\mu_a + \mu_d) F_n \quad (III-14)$$

Avec : μ_a le coefficient de frottement adhésif et μ_d le coefficient de frottement de déformation.

Le logiciel par éléments finis ABAQUSTM permet d'introduire le coefficient de frottement de Coulomb et prend en compte uniquement le frottement sans prendre en considération le coefficient de frottement adhésif. Le coefficient de frottement obtenu expérimentalement μ_{exp} est composé du coefficient de frottement adhésif μ_a et du coefficient de frottement lié à la déformation plastique μ_d (Eq (III-15)). Il est ainsi possible de déterminer le coefficient de frottement adhésif grâce aux simulations numériques en insérant la valeur adéquate du coefficient de frottement de Coulomb. La valeur du coefficient adhésif est retrouvée en changeant la valeur du coefficient de frottement de Coulomb jusqu'à obtenir des résultats de contraintes résiduelles numériques et expérimentales similaires.

$$\mu_{exp} = \frac{F_t}{F_n} = (\mu_a + \mu_d) \quad (III-15)$$

À partir des résultats de forces obtenues expérimentalement dans la Figure III-16 (a) et (b), le rapport de force moyen entre la force tangentielle et la force normale issues du procédé de galetage est égale à 0,06 qui est la valeur du coefficient de frottement obtenu expérimentalement dans la zone stabilisée.

Différentes valeurs du coefficient de frottement de Coulomb de $\mu=0,03, 0,04, 0,05$ et $0,06$ ont été considérés dans les simulations numériques du procédé REGAL utilisant une force de galetage expérimentale imposée à la bille pour la simulation du procédé de galetage.

Les contraintes résiduelles obtenues numériquement sont de compression dans la direction de rectification et de galetage (S22) et de l'avance (S11) et sont qualitativement en concordance avec les courbes des résultats de contraintes résiduelles expérimentales considérées pour les mêmes conditions d'usinage (Figure III-26 et Figure III-27). De plus, la même profondeur égale à 2,7 mm est affectée par les contraintes résiduelles de compression issue du procédé REGAL est obtenue numériquement et expérimentalement (Figure III-26 et Figure III-27). Les contraintes résiduelles compressives maximales sont obtenues en surface et diminuent graduellement en sous couche dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 (Figure III-26). Alors que dans la direction S22 qui est la direction de rectification et de galetage, les contraintes résiduelles compressives augmentent graduellement en sous couche jusqu'à atteindre une certaine profondeur égale à 0,35 mm (Figure III-27).

Les courbes de contraintes résiduelles du procédé REGAL obtenues pour différents coefficients de frottement sont parfaitement superposées dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 (Figure III-26). Les contraintes résiduelles du procédé REGAL dans la direction de rectification et de galetage S22 sont légèrement différentes pour les différentes valeurs des coefficients de frottement et cela pour les premiers 0,75 mm de profondeur de la pièce (Figure III-27). Ces déviations de courbes sont comparées au profil de contraintes résiduelles du procédé REGAL obtenu expérimentalement (Figure III-26 et Figure III-27). En surface, les contraintes résiduelles de REGAL dans la direction S22 sont égales à -197 MPa pour les coefficients de frottement de 0,04, 0,05 et 0,06. Cependant, pour le coefficient de frottement 0,03, la valeur des contraintes résiduelles en surface est égale à la valeur expérimentale de -218 MPa. Sachant que le rapport de force entre la force tangentielle F_t et la force normale F_n (Figure III-16) est égal à 0,06. L'approximation du coefficient de frottement adhésif est alors possible utilisant l'Eq (III-15). L'adéquation de la courbe

expérimentale avec la courbe numérique obtenue pour un coefficient de frottement de 0,03 permet de déduire la valeur du coefficient de frottement adhésif égal à 0,03 qui reste somme toute une valeur très faible que l'on pourrait considérer comme nulle. Cependant, cette valeur a été implémentée car lorsque le coefficient de frottement de coulomb est mis à zéro dans Abaqus, nos simulations ont manifesté des difficultés de convergences. Aucune explication n'a pu être apportée à cet aléa numérique.

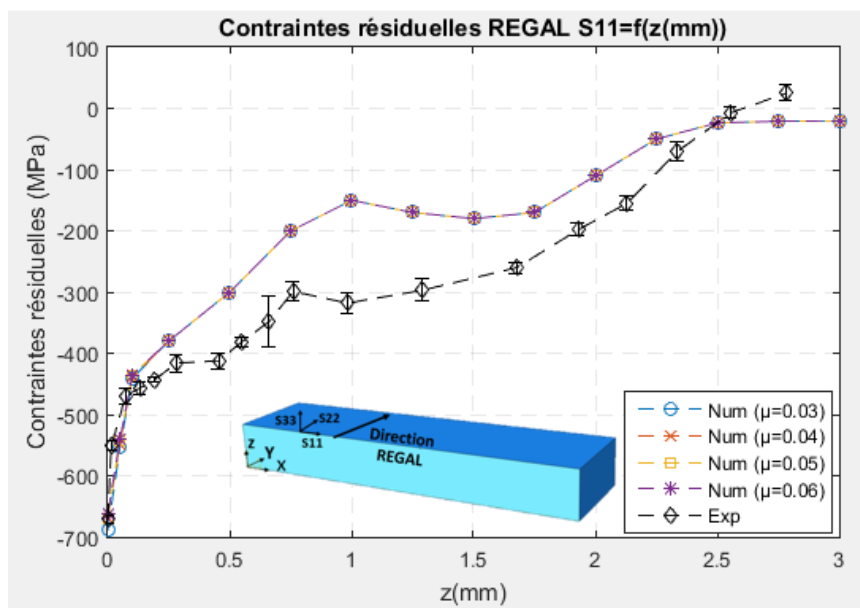


Figure III-26. Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques des contraintes résiduelles dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 en fonction de la profondeur de la pièce pour différents coefficients de frottement, un à-coup $f=1\text{mm}$, $V_w=250\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ et $F_{b, \text{exp}}=2986\text{ N}$.

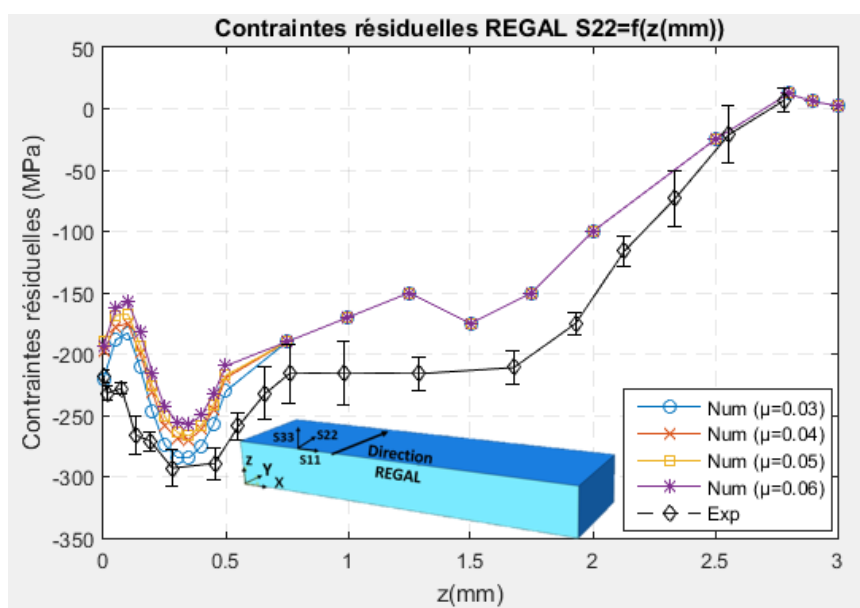


Figure III-27. Comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques des contraintes résiduelles dans la direction de rectification et de galetage S22 en fonction de la profondeur de la pièce pour différents coefficients de frottement, un à-coup $f=1\text{mm}$, $V_w=250\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ et $F_{b, \text{exp}}=2986\text{ N}$.

III.4.1.5 Influence de REGAL

Dans le but d'étudier l'effet de cette nouvelle technique combinant simultanément le procédé de rectification avec le procédé de galetage à bille, les contraintes résiduelles du procédé REGAL obtenues par simulations numérique par éléments finis sont comparées aux résultats numériques du procédé de rectification et de galetage agissant séparément (Figure III-28, Figure III-29 et Figure III-30).

Suite à la rectification, les contraintes résiduelles obtenues sont de traction dans la direction de rectification S22 et dans la direction perpendiculaire à la rectification S11 (Figure III-28). Ces contraintes résiduelles de traction sont néfastes à la durée de vie de la pièce ainsi qu'à la résistance à la corrosion, à la fatigue et à l'usure vu qu'elles sont responsables à l'apparition et à la propagation des fissures (Matsumoto et al., 1991).

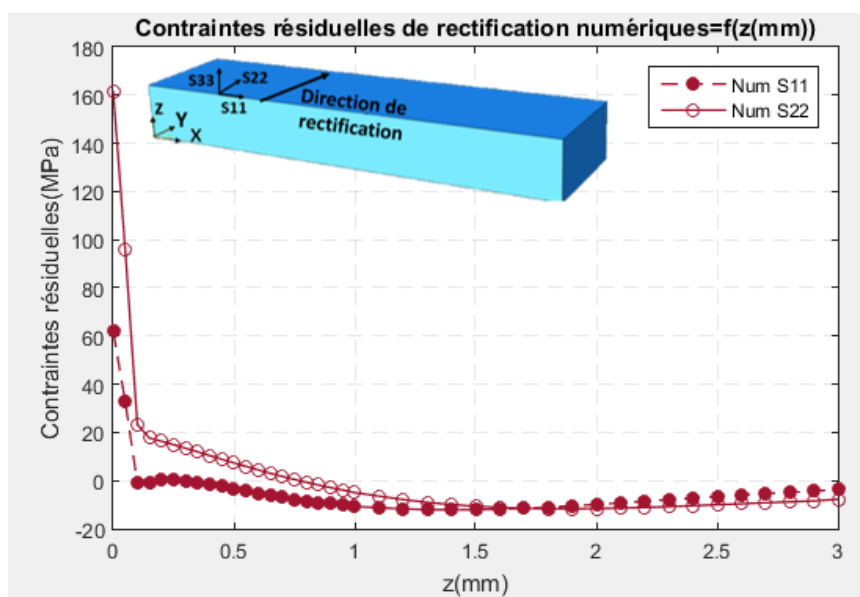


Figure III-28. Résultats de contraintes résiduelles de rectification obtenues numériquement en fonction de la profondeur de la pièce pour un à-coup $f=1\text{mm}$, $V_w=250\text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$ et $q_w(Y)=42,7*Y\text{ W}\cdot\text{mm}^{-2}$.

À partir des figures (Figure III-28, Figure III-29 et Figure III-30), il est clair que le procédé REGAL permet de transformer les contraintes résiduelles de traction obtenues par la rectification en des contraintes résiduelles de compression. Ces contraintes résiduelles de traction relativement importantes, 161 MPa dans la direction de rectification S22 (Figure III-30), se transforment en des contraintes de compression plus importantes encore, de -693 MPa dans cette même direction (Figure III-29). Par ailleurs, le procédé REGAL permet d'augmenter les contraintes résiduelles de compression dans la direction de rectification et de galetage S22 comparé aux contraintes résiduelles obtenues dans la même direction S22 par le

procédé de galetage à bille agissant séparément (Figure III-30). La rectification semble avoir un effet qui permet d'optimiser le galetage. Ainsi, les deux chargements mécaniques qui s'appliquent pendant le procédé REGAL : thermomécanique propre au procédé de rectification et mécanique pour le galetage, ne semblent pas œuvrer de la même façon s'ils sont appliqués séparément ou s'ils œuvrent simultanément.

La profondeur affectée par les contraintes résiduelles est plus importante pour REGAL égale à 2,7 mm alors qu'elle est plus faible pour le galetage à bille conventionnelle agissant séparément (Figure III-29 et Figure III-30). Cela peut s'expliquer par le fait que pour le procédé de rectification-galetage combiné, il semblerait que les températures issues du procédé de rectification modifient pendant une durée suffisante le comportement mécanique de la pièce optimisant ou améliorant ainsi le procédé de galetage à bille et affectant ainsi une plus importante couche affectée en compression. L'association des hautes températures avec d'importantes pressions de galetage assure l'augmentation du chargement mécanique ce qui améliore les contraintes résiduelles de compression obtenues à une profondeur affectée plus importante.

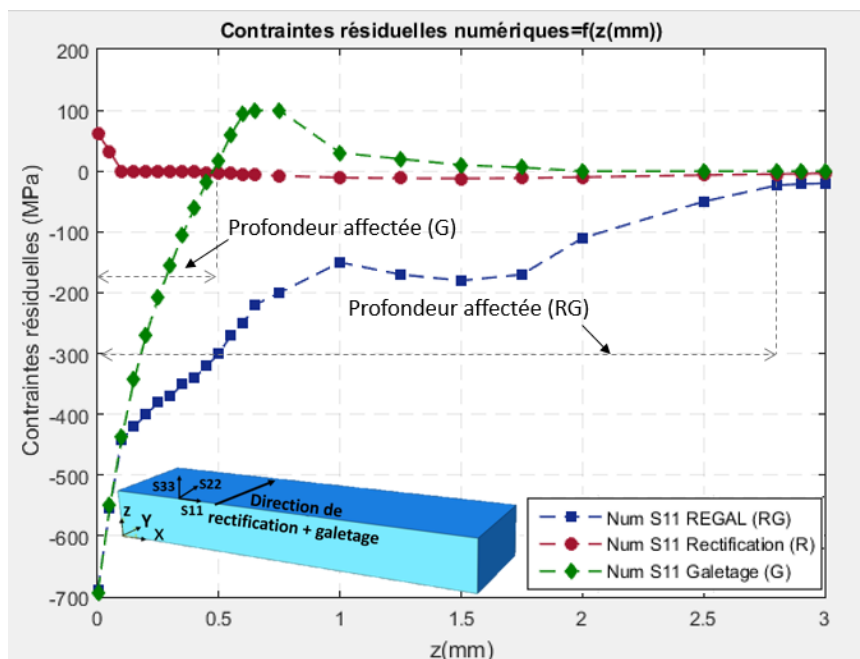


Figure III-29. Contraintes résiduelles numériques en fonction de la profondeur de la pièce obtenues dans la direction S11 (direction perpendiculaire à la rectification et au galetage) pour la rectification (R), le galetage (G) et REGAL (RG).

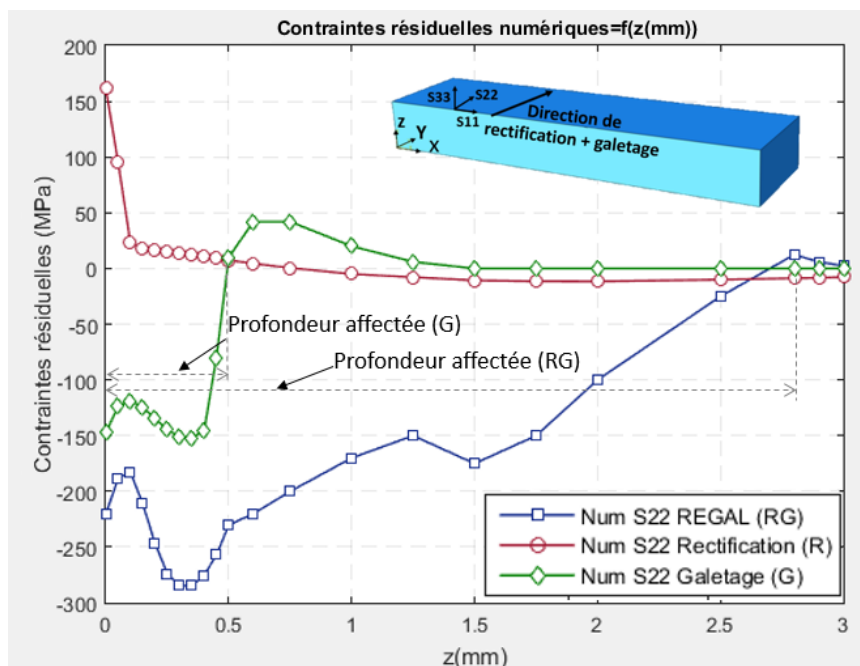


Figure III-30. Contraintes résiduelles numériques en fonction de la profondeur de la pièce obtenues dans la direction S22 (direction de rectification et de galetage) pour la rectification (R), le galetage (G) et REGAL (RG).

III.4.1.6 Effet de la pression de galetage

Pour étudier l'impact de la pression de galetage sur l'état des contraintes résiduelles et sur la profondeur affectée en compression par le procédé REGAL, cinq différentes valeurs de pression sont considérées dans l'étude numérique : 10 MPa, 22,5 MPa, 30 MPa, 32,5 MPa et 35 MPa (Figure III-31 et Figure III-32).

En surface, les contraintes résiduelles de compression maximales obtenues suite au procédé REGAL sont égales à -934 MPa pour S11 et -310 MPa pour S22 et cela pour une pression de galetage maximale de 35 MPa (Figure III-31 et Figure III-32). Plus les valeurs de pressions sont importantes, plus les contraintes résiduelles de compression sont importantes en surface et en sous couche (Figure III-31). Cela serait le résultat de l'augmentation de la profondeur de pénétration de la bille liée à l'augmentation de la force de galetage qui lui est appliquée.

Des contraintes résiduelles de traction égales à 36 MPa sont obtenues en surface après REGAL et cela dans la direction de rectification et du galetage S22 pour une pression de 10 MPa (Figure III-32). Ce qui peut être expliqué par le fait que cette valeur de pression peut ne pas être suffisante pour convertir les contraintes résiduelles de traction obtenues après rectification en des contraintes de compression.

La profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression issues du procédé REGAL est la même pour les valeurs de pression de 22,5 MPa, 30 MPa, 32,5 MPa et 35 MPa et est égale à 2,7 mm alors qu'elle est égale à 1,75 mm pour la pression de 10 MPa (Figure III-31 et Figure III-32). En se basant sur ces données numériques, plus la pression augmente, plus la profondeur affectée augmente mais pas infiniment car elle s'est stabilisée à 2,7 mm obtenue pour une pression de 22,5 MPa.

Plus la pression de galetage augmente plus les contraintes résiduelles sont compressives et plus la profondeur affectée en compression est importante. Cela s'explique selon (Revankar *et al.*, 2017), que l'augmentation de la force de galetage appliquée à la bille de galetage conduit à l'augmentation du taux de déformations plastiques qui ont lieu et améliore la dureté de la pièce jusqu'à une profondeur bien déterminée.

L'étude de l'effet de la pression sur les résultats de contraintes résiduelles permet de savoir qu'il y a une limite de pression au-dessus de laquelle la profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression issues du procédé REGAL reste stable. Pour les conditions d'usinage de REGAL de cette étude préliminaire cette profondeur est égale à 2,7 mm.

De surcroît, le procédé de rectification-galetage à bille combiné (REGAL) est un procédé qui assure un gain de temps énorme si comparé à d'autres procédés thermomécaniques de traitement de surface tel que la nitruration qui est un procédé très long qui nécessite 36 heures de traitement pour obtenir des contraintes résiduelles de compression à une profondeur de 0,1 mm ((Ben Fathallah, Dakhli and Terres, 2019)).

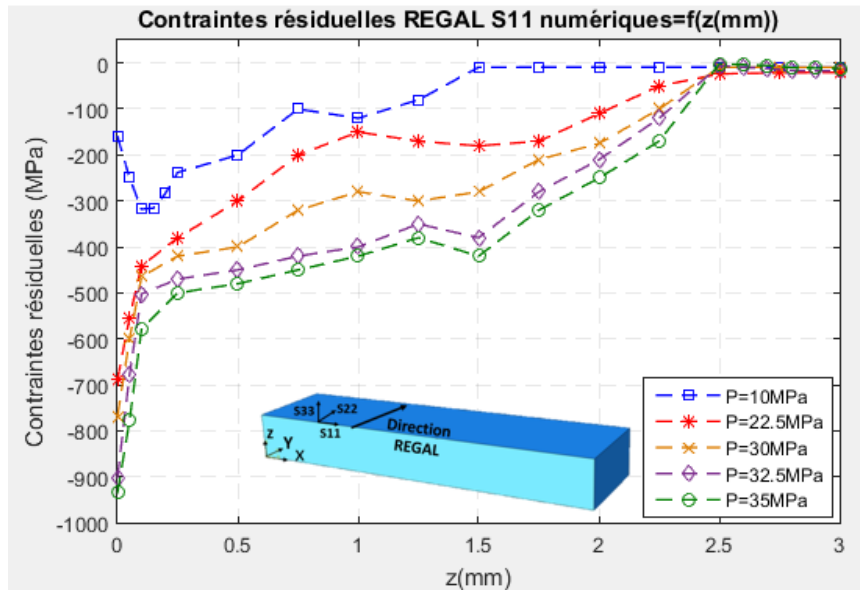


Figure III-31. Effet des pressions de galetage (P) sur les résultats numériques des contraintes résiduelles du procédé REGAL dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 en fonction de la profondeur de la pièce.

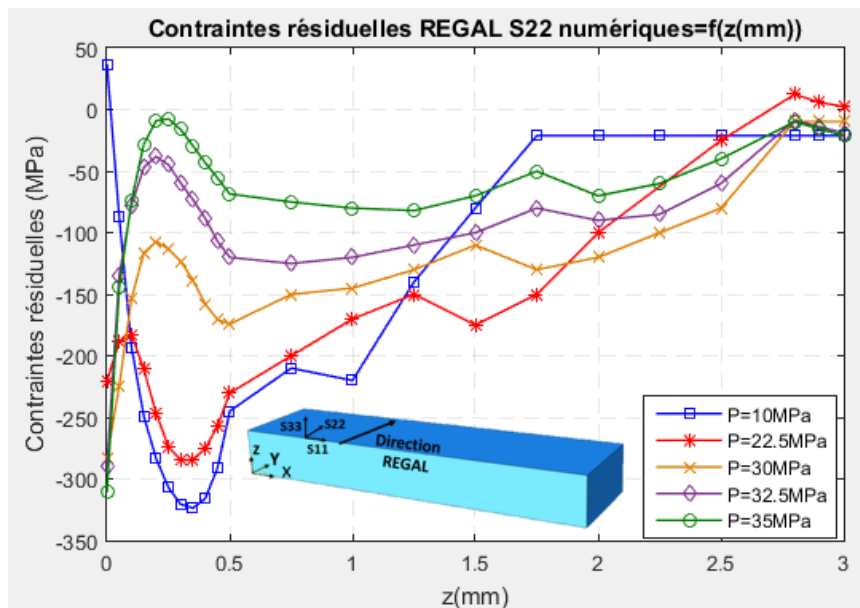


Figure III-32. Effet des pressions de galetage (P) sur les résultats numériques des contraintes résiduelles du procédé REGAL dans la direction de rectification et de galetage S22 en fonction de la profondeur de la pièce.

III.4.1.7 Influence de l'épaisseur

Dans le but d'alléger le calcul du procédé REGAL, l'épaisseur de la pièce considérée dans le modèle globale (Figure III-6 (b)) est réduite. Avant de diminuer la profondeur de la pièce, une étude de précision a été conduite afin de voir si cette réduction de la profondeur pouvait

affecter les résultats. Pour cela des simulations du procédé de galetage ont été lancées en considérant une pièce de profondeur 45 mm, de 22,25 mm et 11,25 mm (Figure III-33).

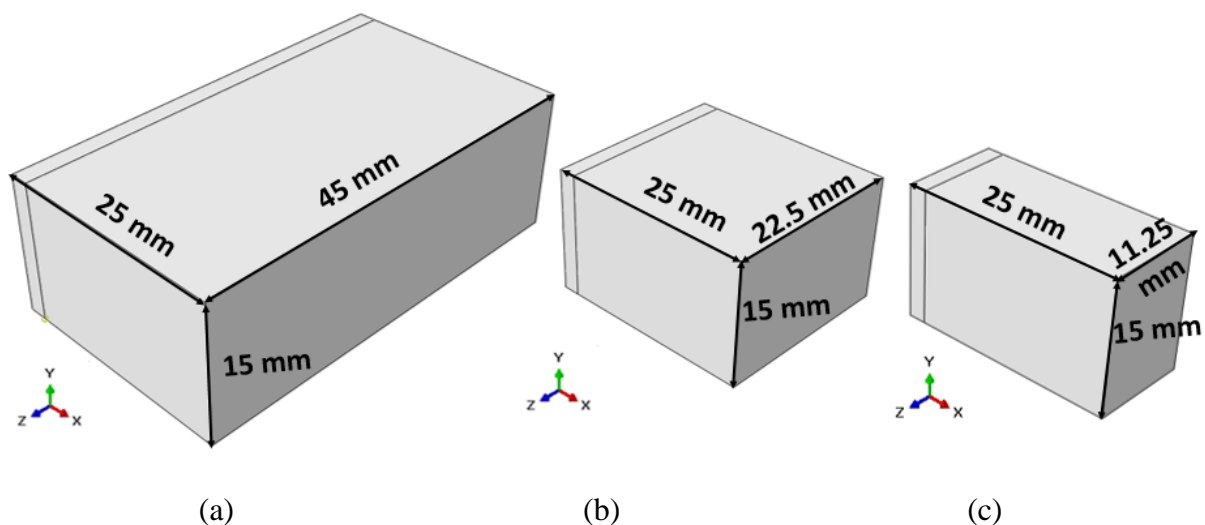


Figure III-33. (a) Pièce complète, (b) Moitié de la pièce, (c) Quart de la pièce.

La comparaison des contraintes résiduelles obtenues dans la direction perpendiculaire au galetage S11 ainsi que dans la direction de galetage S22 pour ces trois pièces a démontré que les résultats sont identiques à ceux obtenus pour les cas de la pièce complète et du quart de la pièce (Figure III-34 et Figure III-35). Une légère déviation de quelques MPa est constatée en comparant les résultats de contraintes résiduelles obtenues pour une pièce complète et pour le quart de la pièce et cela dans les deux directions S11 et S22 (Figure III-34 et Figure III-35). Ce qui est extrêmement négligeable.

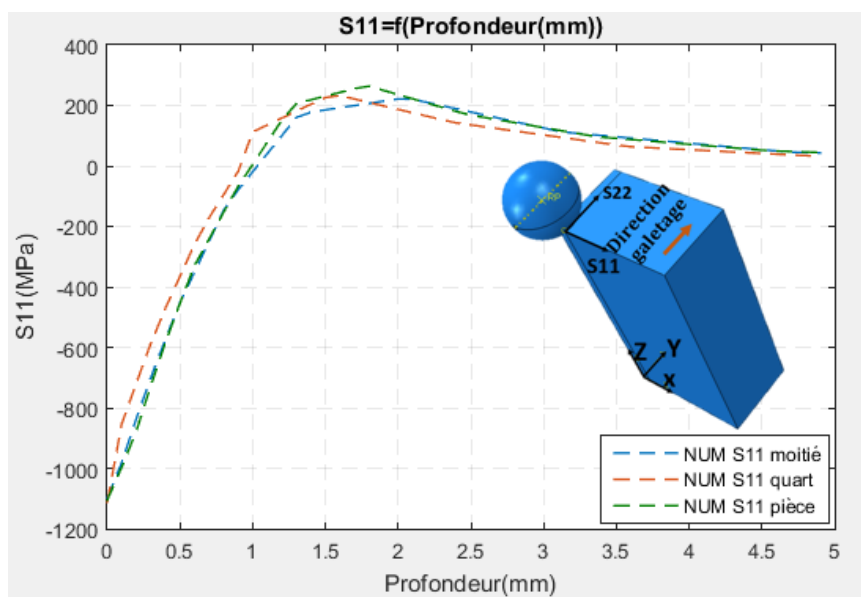


Figure III-34. Résultats de contraintes résiduelles en fonction de la profondeur de la pièce dans la direction perpendiculaire au galetage S11 pour une pièce complète, la moitié de la pièce et le quart de la pièce.

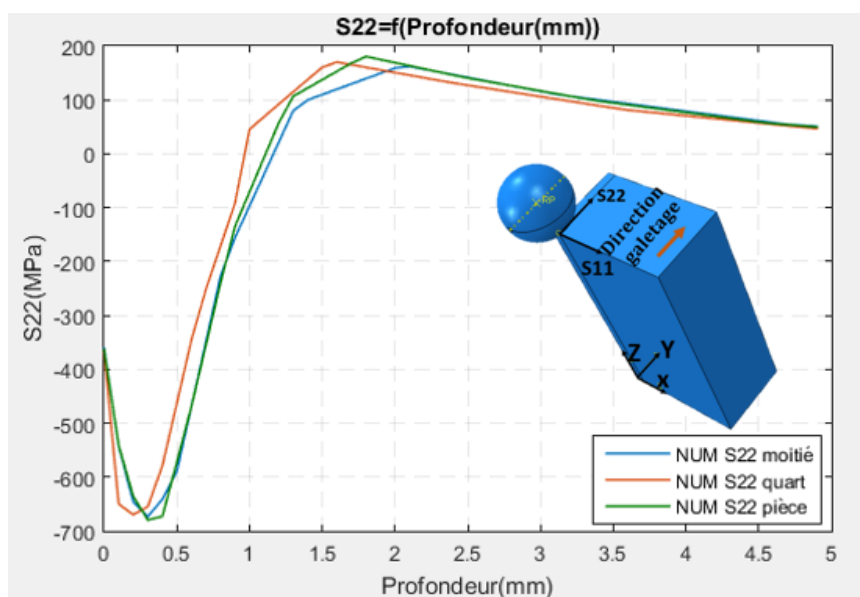


Figure III-35. Résultats de contraintes résiduelles en fonction de la profondeur de la pièce dans la direction de galetage S22 pour une pièce complète, la moitié de la pièce et le quart de la pièce.

III.4.2 Simulations numériques pour le modèle retenu

Le modèle retenu pour la modélisation du galetage et du procédé REGAL consiste à appliquer une force de galetage retrouvée expérimentalement au centre de la bille (Figure III-4). Les conditions de simulations optimales pour le REGAL issue des simulations préliminaires sont une vitesse de la pièce $V_w=250$ mm/s, une pression de 20 MPa ($F_{b,exp}=2036$ N) et un coefficient de frottement de 0,03. Ainsi afin d'étudier l'effet du taux de recouvrement sur les contraintes résiduelles le plan des simulations numériques (Tableau III-14) est adopté.

Tableau III-14. Plan des simulations numériques.

	N° d'essai	A-coups f (mm)	V_w (mm/s)	$F_{b,exp}$ (N)
Essais de galetage	G1	0,911	250	2036 (P=20 MPa)
	G2	0,455	250	2036 (P=20 MPa)
	G3	0,303	250	2036 (P=20 MPa)
	G4	0,227	250	2036 (P=20 MPa)
	G5	0,182	250	2036 (P=20 MPa)
Essais REGAL	REGAL 1	0,911	250	2036 (P=20 MPa)
	REGAL 2	0,455	250	2036 (P=20 MPa)
	REGAL 3	0,303	250	2036 (P=20 MPa)
	REGAL 4	0,227	250	2036 (P=20 MPa)
	REGAL 5	0,182	250	2036 (P=20 MPa)

III.4.2.1 Résultats de galetage

Les contraintes résiduelles simulées suite au procédé de galetage agissant seul sont de compression en surface et en profondeur et cela dans la direction perpendiculaire au galetage S11 ainsi que dans la direction de galetage S22 (Figure III-36).

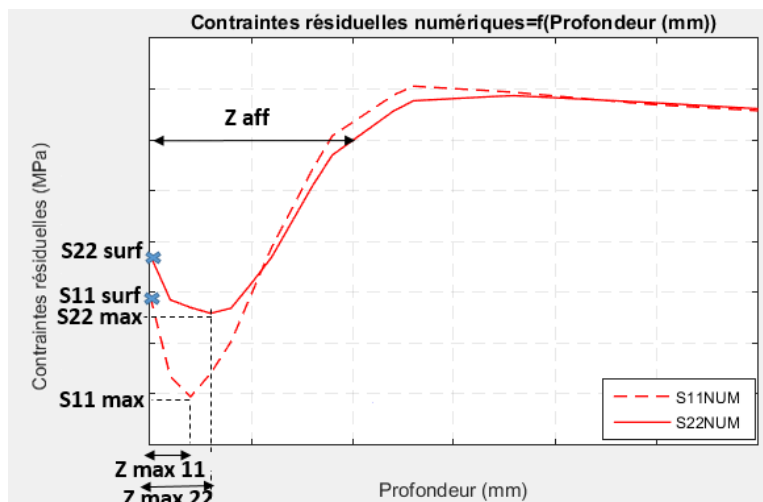


Figure III-36. Allure générale des courbes de contraintes résiduelles obtenues numériquement.

Plus l'à-coups f diminue plus les contraintes résiduelles dans les deux directions S11 et S22 sont importantes en compression en surface tout comme en sous couche (Figure III-37 et Figure III-38). Cela s'explique par le fait que lorsque l'à-coup diminue le taux de recouvrement augmente et donc la surface de contact bille/pièce passe plusieurs fois par le même point. Le mécanisme décrit dans la partie expérimentale semble se dessiner, à savoir qu'au premier passage de la bille un volume donné de matière est écroui puis au second passage ce volume augmente et ainsi de suite. Ce mécanisme pourrait expliquer l'obtention de contraintes résiduelles de plus en plus intense en compression en surface et en profondeur.

Les contraintes résiduelles de compression maximales sont obtenues à une profondeur de la pièce donnée. Ces contraintes résiduelles obtenues dans la direction perpendiculaire au galetage S11 sont égales à -552 MPa pour $f=0,911$ mm, -1013 MPa pour $f=0,455$ et -992 MPa pour $f=0,303$ à une profondeur de 0,2 mm de la surface alors qu'elles sont égales à -988 MPa pour $f=0,227$ mm et -993 MPa pour $f=0,182$ mm à une profondeur de 0,1 mm de la surface (Tableau III-15). Les résultats de contraintes résiduelles maximales dans la direction de galetage S22 sont égales à -561 MPa pour $f=0,911$ mm et -684 MPa pour $f=0,455$ mm à une profondeur de 0,3 mm alors qu'elles sont égales à -710 MPa pour $f=0,303$ et à -702 MPa pour $f=0,227$ mm à une profondeur de 0,4 mm de la surface et d'autre part elles sont égales à -689 MPa pour $f=0,182$ mm à une profondeur de 0,2 mm de la surface (Tableau III-15).

Les profondeurs affectées par les contraintes résiduelles de compression issues du procédé de galetage sont clairement visibles dans la Figure III-38 qui représente les contraintes résiduelles obtenues dans la direction de galetage S22. Ces profondeurs affectées (Z aff) augmentent avec la diminution de l'à-coup estimés à 0,9 mm pour $f=0,911$ mm, 1mm pour $f=0,455$ mm, 1,05 mm pour $f=0,303$ mm, 1,2 mm pour $f=0,227$ mm et 1,25 mm pour $f=0,182$ mm (Figure III-38). Ainsi, plus le taux de recouvrement augmente, plus la profondeur affectée en compression augmente et cela s'explique par le fait que plus la bille repasse par les mêmes points plus elle comprime la pièce à une profondeur affectée plus importante.

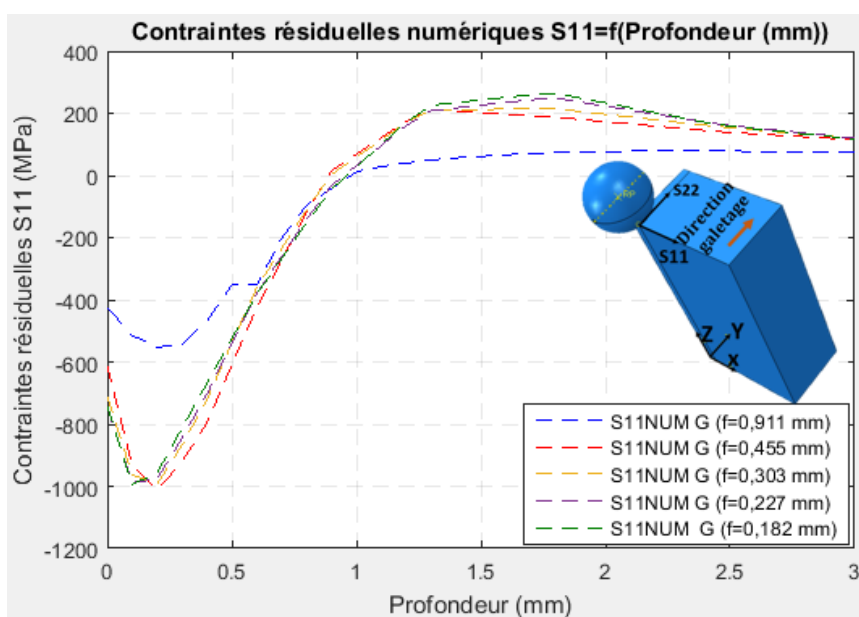


Figure III-37. Résultats de contraintes résiduelles dans la direction perpendiculaire au galetage S11 issues du procédé de galetage en fonction de la profondeur de la pièce pour différents f.

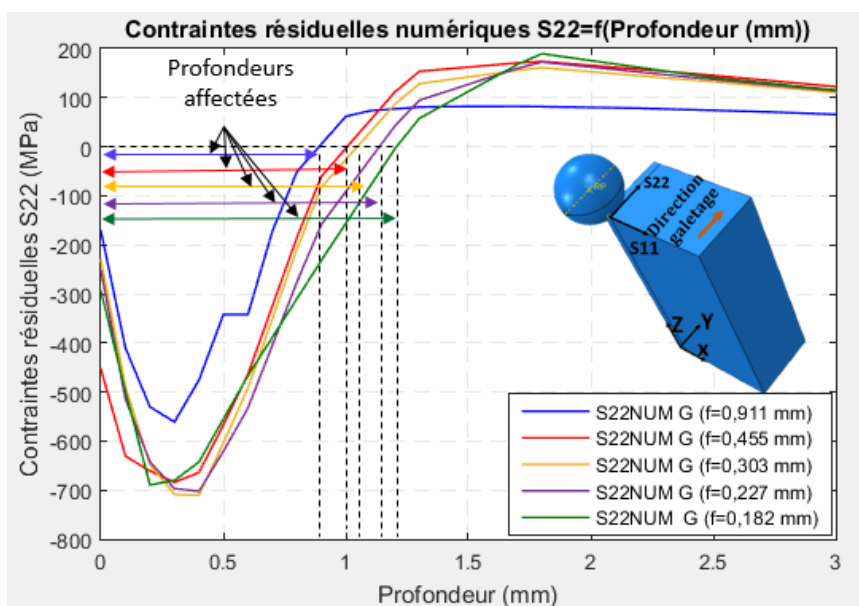


Figure III-38. Résultats de contraintes résiduelles dans la direction de galetage S22 issues du procédé de galetage en fonction de la profondeur de la pièce pour différents f.

Tableau III-15. Valeurs des contraintes résiduelles compressives en surface et maximales du procédé de galetage dans la direction perpendiculaire au galetage S11 et dans la direction de galetage S22.

N° d'essai	f (mm)	S11 surf (MPa)	S11 max (MPa)	Zmax11 (mm)	S22 surf (MPa)	S22 max (MPa)	Zmax22 (mm)
G1	0,911	-424	-552	0,2	-171	-561	0,3
G2	0,455	-614	-1013	0,2	-453	-684	0,3
G3	0,303	-709	-992	0,2	-231	-710	0,4
G4	0,227	-744	-988	0,1	-253	-702	0,4
G5	0,182	-743	-993	0,1	-294	-689	0,2

III.4.2.2 Résultats REGAL

Les valeurs de températures issues du procédé de rectification obtenues en surface augmentent lorsque la valeur de l'à-coup diminue (Figure III-39, Figure III-40). Cela s'explique par le fait que les résultats de la thermique sont directement liés aux valeurs des densités du flux thermique entrant dans la pièce (Tableau III-16). En effet, les valeurs de densité du flux augmentent lorsque f diminue vu qu'ils sont inversement proportionnelles (Eq (III-1)).

D'autre part, la valeur de la densité du flux thermique dépend de la puissance thermique qui elle est calculé à partir des forces tangentielles de rectification (Tableau III-16) obtenues expérimentalement (Figure II-13(a)). Comme la force tangentielle mesurée dans le cas de f=0,182 mm est très faible la puissance générée dans l'interface est faible ce qui conduit à une légère baisse de température (Figure III-39).

Tableau III-16. Chargements appliquées lors du procédé REGAL.

N° d'essai	f (mm)	$q_w(Y) = \frac{2 \cdot P_w}{f \cdot l_c^2} \cdot Y;$ $Y \in [0, l_c] (W \cdot mm^{-2})$	$F_{b,exp} (N)$
REGAL 1	0,911	65	2036
REGAL 2	0,455	88	2036
REGAL 3	0,303	112	2036
REGAL 4	0,227	135	2036
REGAL 5	0,182	93	2036

Cependant, les tendances s'inversent à partir de la profondeur de 0,075 mm de la pièce où les valeurs de températures diminuent lorsque f diminue (Figure III-39). Cela s'explique par le fait que plus la surface de contact $S_c = f \cdot L_c$ est grande, plus il y a de la conductivité et plus le flux thermique a le temps de se diffuser dans la matière (Figure III-39 et Figure III-41).

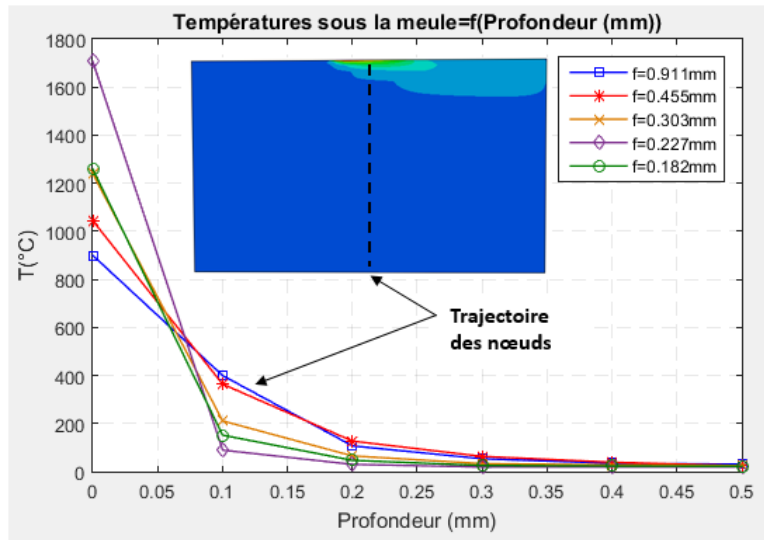


Figure III-39. Gradients de température sous le flux thermique (meule) en fonction de la profondeur pour différents à-coups f .

Par contre, f représente la largeur de meule active et pour de faibles valeurs d'avance, les températures sont certes très importantes mais elles restent très localisées (Figure III-40 et Figure III-41) car à quelques millimètres plus loin la température revient à une valeur ambiante.

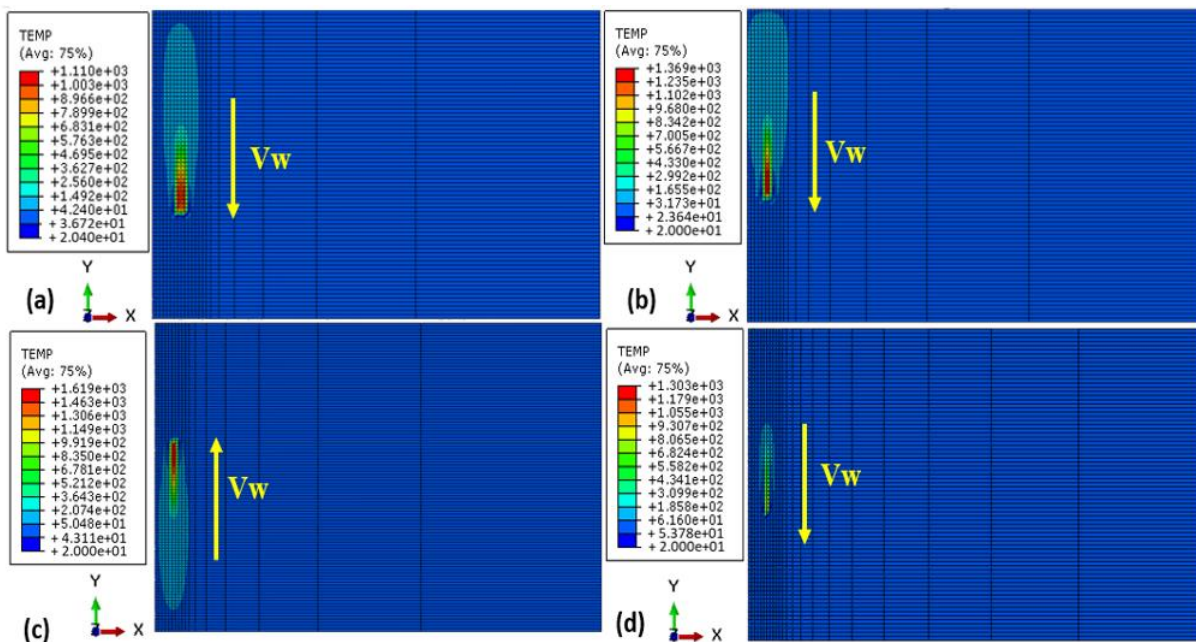


Figure III-40. Isovaleurs de températures obtenues en surface pour (a) $f=0,455$ mm, (b) $f=0,303$ mm, (c) $f=0,227$ mm, (d) $f=0,182$ mm.

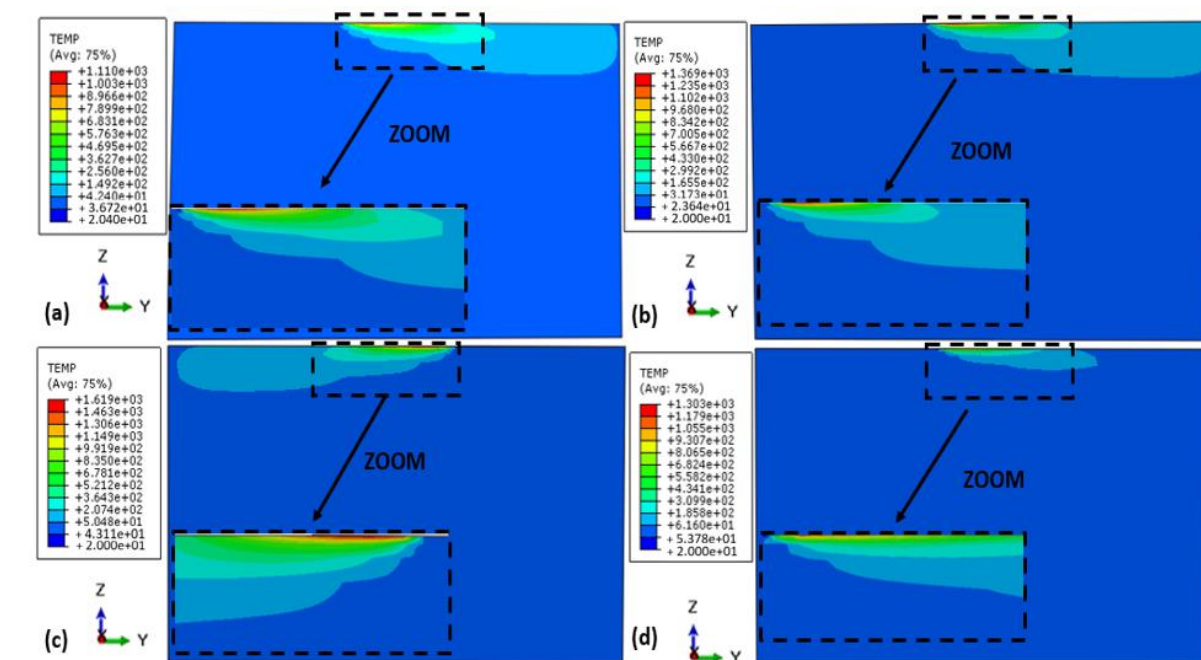


Figure III-41. Isovaleurs de température obtenues en profondeur pour (a) $f=0,455$ mm, (b) $f=0,303$ mm, (c) $f=0,227$ mm, (d) $f=0,182$ mm.

Les contraintes résiduelles simulées dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 ainsi que dans la direction de rectification et de galetage S22, dans le cadre du procédé REGAL, sont de compression en surface et en profondeur (Figure III-42 et Figure III-43). Comme pour le galetage seul, plus l'à-coup f diminue plus les contraintes résiduelles sont intenses en compression, en surface et en sous couche, et cela dans les deux directions S11 et S22 (Figure III-42 et Figure III-43). En surface, les résultats de contraintes résiduelles compressives dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 augmentent de -688 MPa pour $f=0,911$ mm à -833 MPa pour $f=0,182$ mm. De même pour les contraintes résiduelles en surface dans la direction de de rectification et de galetage S22 qui augmentent de -250 MPa pour $f=0,911$ mm à -463 MPa pour $f=0,182$ mm. Cela est lié, dans un premier temps, au fait que lorsque l'à-coup diminue le taux de recouvrement est plus important, et entraine une augmentation des cycles d'écrouissage. Dans un second temps les écrouissages de fond sur une surface fraîchement rectifiée c'est dire récemment sollicitée par des chargements thermo-mécaniques intenses.

Comme dans les résultats expérimentaux, les contraintes résiduelles simulées présentent également un pic de compression en sous-couche à une profondeur z max (Figure III-36). Les valeurs maximales des contraintes résiduelles en compression suite à REGAL, dans les deux directions sont sensiblement égales pour différents f , respectivement -900 MPa pour S11 et -700 MPa pour S22 (Tableau III-17, Figure III-42 et Figure III-43). Il est nécessaire de noter

que numériquement le profil de contraintes résiduelles dans la direction S11 présente un pic de compression qui n'est pas observé expérimentalement. Il n'y a, a priori, pas d'explication plausible à cette différence.

Tableau III-17. Valeurs des contraintes résiduelles compressives en surface et maximales du procédé REGAL dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 et dans la direction de rectification et de galetage S22.

N° d'essai	f (mm)	S11 surf (MPa)	S11 max (MPa)	Zmax11 (mm)	S22 surf (MPa)	S22 max (MPa)	Zmax22 (mm)
REGAL1	0,911	-688	-877	0,2	-250	-680	0,3
REGAL2	0,455	-692	-883	0,2	-400	-739	0,3
REGAL3	0,303	-770	-924	0,1	-302	-721	0,3
REGAL4	0,227	-762	-938	0,1	-357	-695	0,3
REGAL5	0,182	-833	-946	0,1	-463	-724	0,2

Les profondeurs affectées par les contraintes résiduelles de compression après le procédé REGAL augmentent lorsque les taux de recouvrement croissent (Figure III-43). Compte tenu de la physique pressentie au cours de l'analyse des essais expérimentaux concernant le taux de recouvrement et la profondeur affectée, l'augmentation de Z aff semble se reproduire numériquement mais pas dans les mêmes proportions. Cela est très certainement dû au fait que lors des simulations numériques, le durcissement structural qui s'opère lors du premier passage n'est pas retranscrit dans la loi de comportement. En effet, du début à la fin des simulations numériques la loi de comportement reste identique.

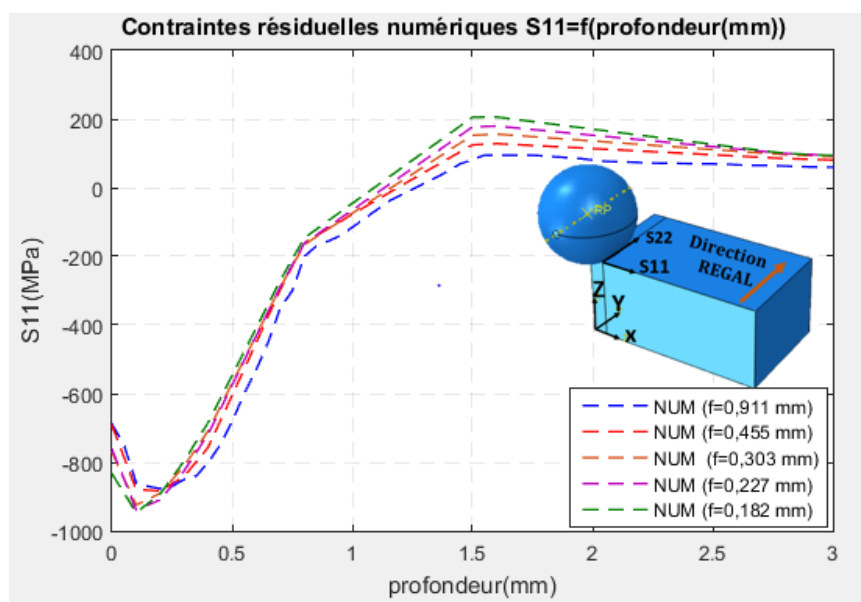


Figure III-42. Résultats de contraintes résiduelles dans la direction perpendiculaire à la rectification et au galetage S11 issues du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour différents à-coups.

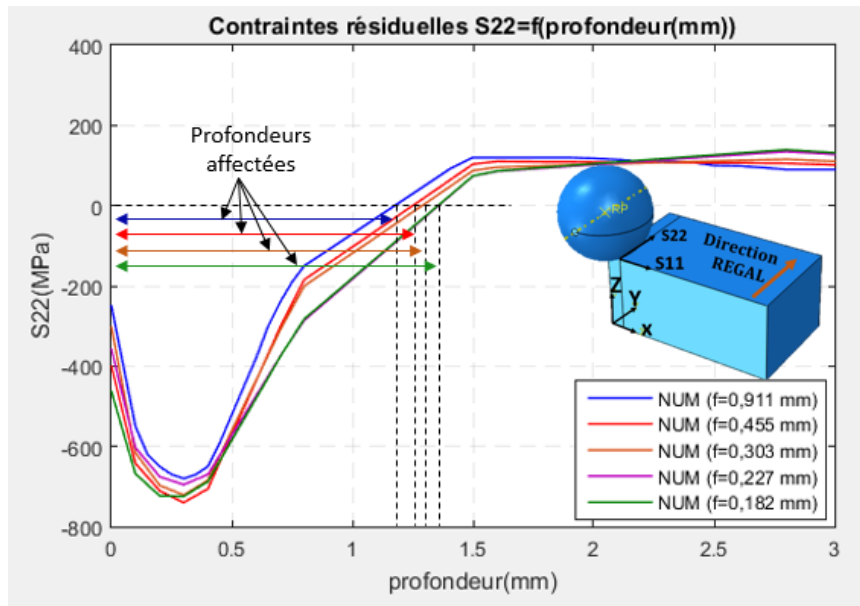


Figure III-43. Résultats de contraintes résiduelles dans la direction de rectification et de galetage S22 issues du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour différents à-coups.

En comparant les résultats du procédé de galetage seul aux résultats issues du procédé REGAL, il est clair que les contraintes résiduelles obtenues en surface sont plus intenses en compression après le procédé REGAL qu'après le procédé de galetage. Cela se vérifie pour les deux directions S11 et S22 mais aussi pour les différents à-coups f (Figure III-44, Figure III-45, Figure III-46, Figure III-47 et Figure III-48). D'autre part, la profondeur affectée par les contraintes résiduelles de compression est plus importante pour le procédé REGAL comparé au procédé de galetage agissant seul (Figure III-44, Figure III-45, Figure III-46, Figure III-47 et Figure III-48).

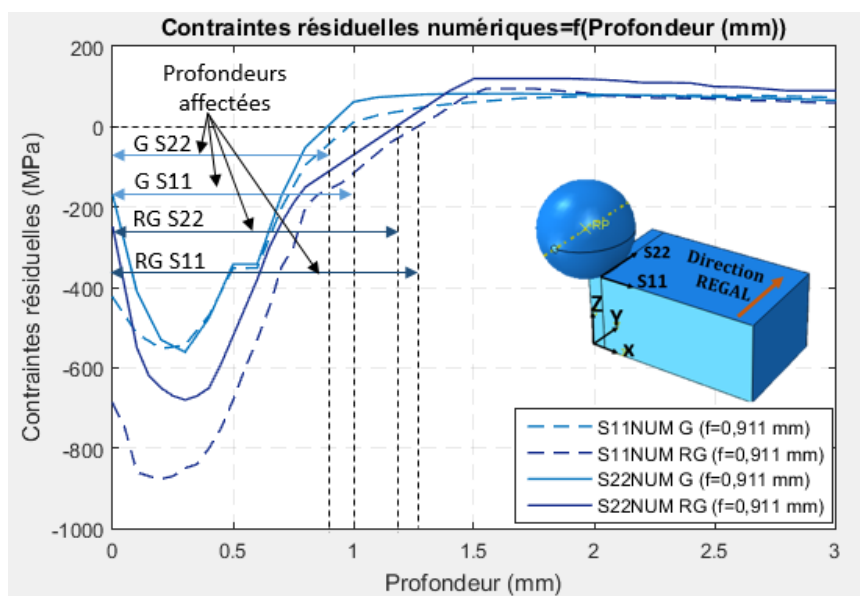


Figure III-44. Comparaison des résultats de contraintes résiduelles issues du procédé de galetage et du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour $f=0,911$ mm.

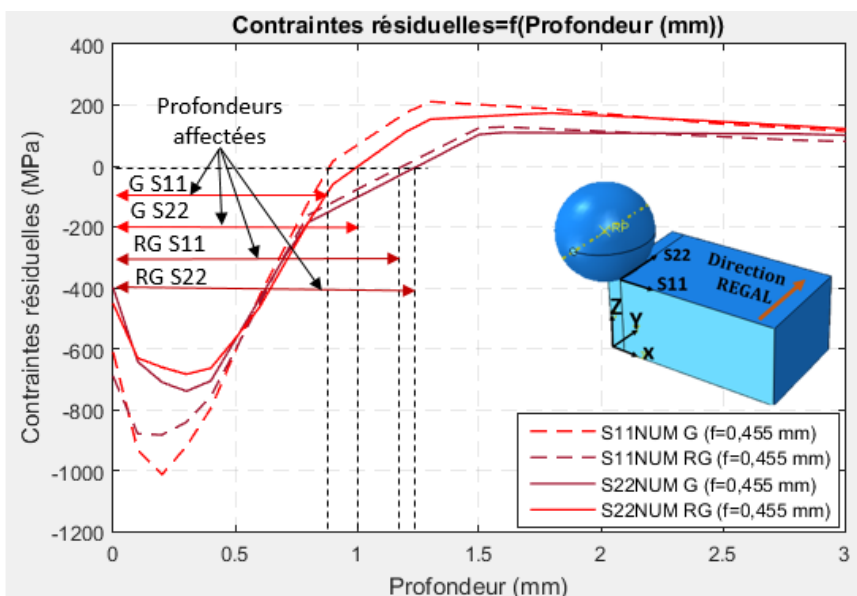


Figure III-45. Comparaison des résultats de contraintes résiduelles issues du procédé de galetage et du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour $f=0,455$ mm.

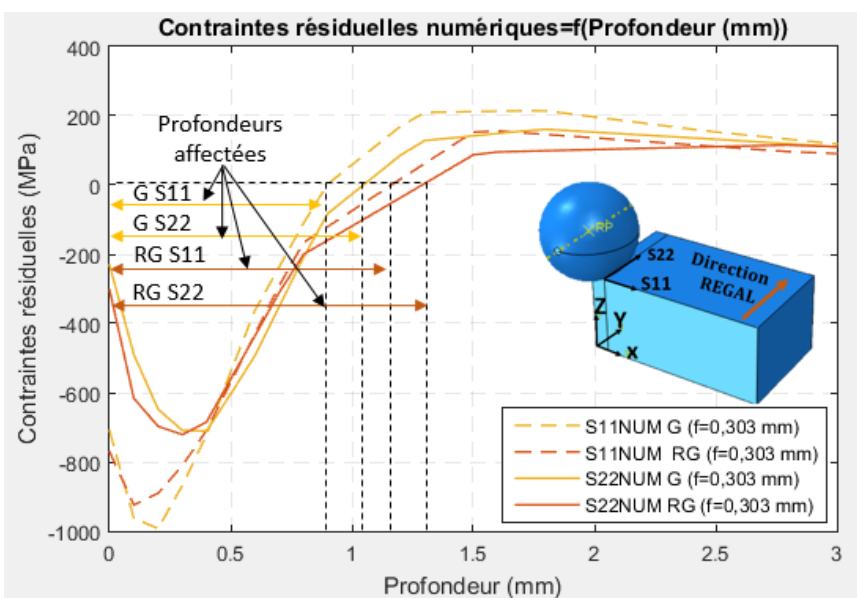


Figure III-46. Comparaison des résultats de contraintes résiduelles issues du procédé de galetage et du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour $f=0,303$ mm.

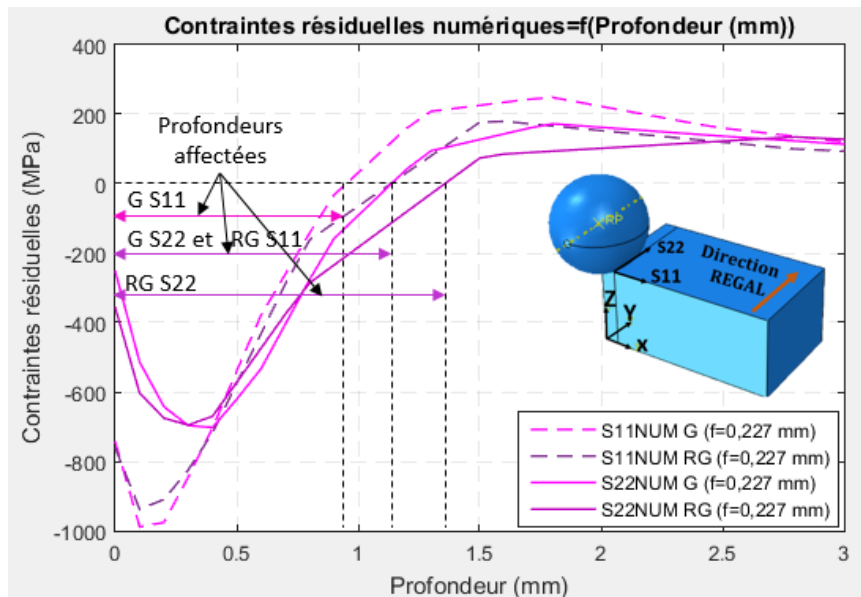


Figure III-47. Comparaison des résultats de contraintes résiduelles issues du procédé de galetage et du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour un à-coup $f=0,227$ mm.

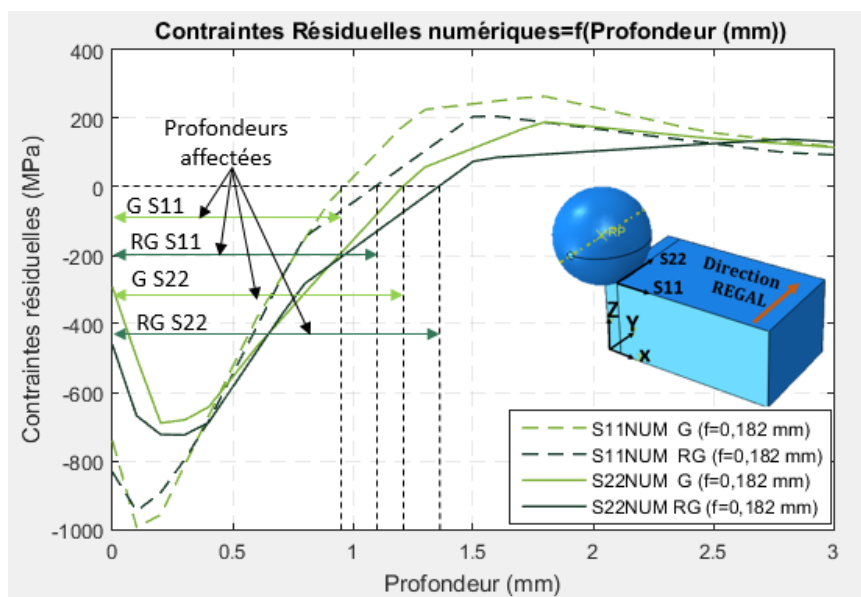


Figure III-48. Comparaison des résultats de contraintes résiduelles issues du procédé de galetage et du procédé REGAL en fonction de la profondeur de la pièce pour $f=0,182$ mm.

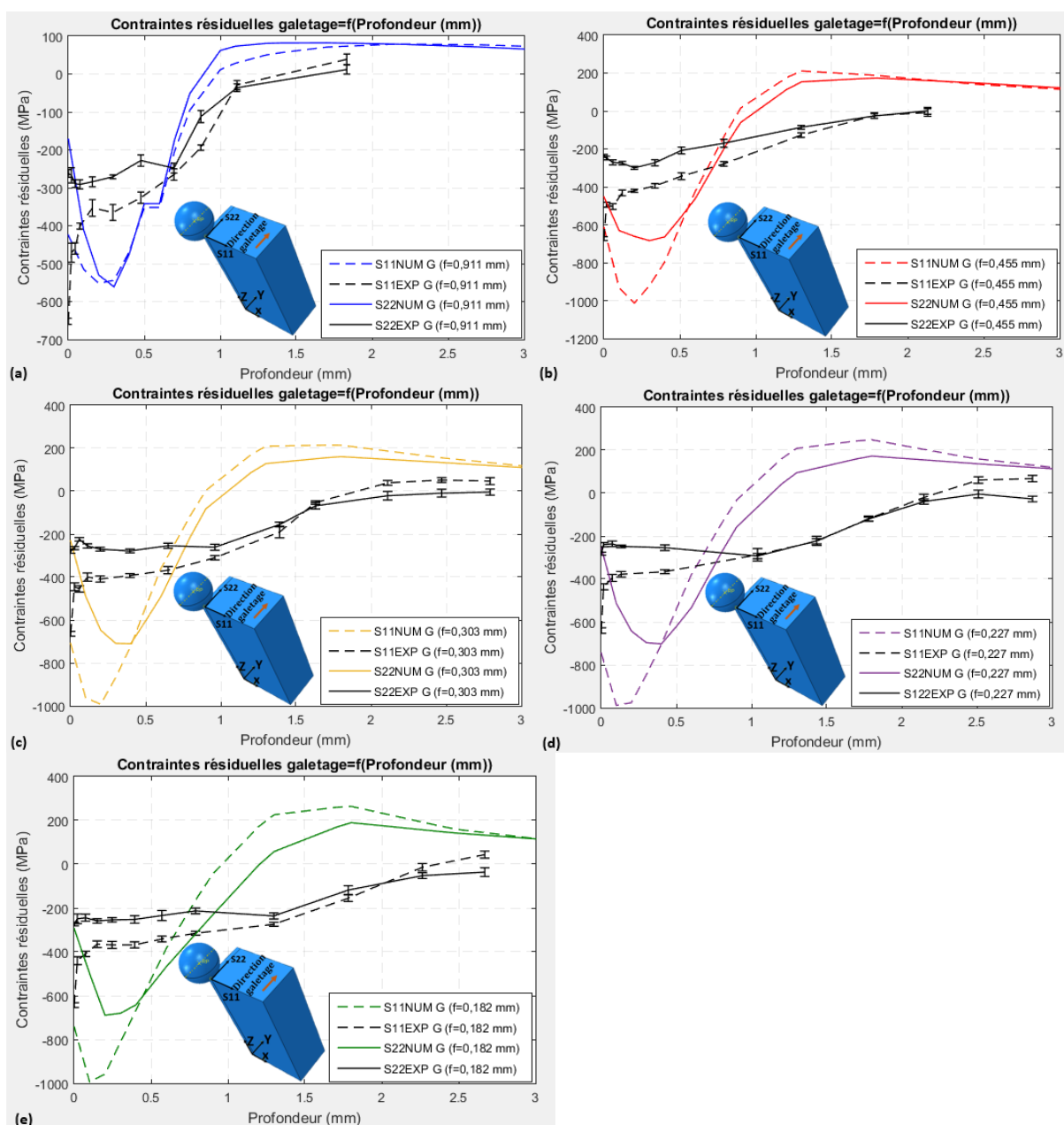


Figure III-49. Résultats de contraintes résiduelles du procédé de galetage obtenues numériquement et expérimentalement pour (a) $f=0,911$ mm, (b) $f=0,455$ mm, (c) $f=0,303$ mm, (d) $f=0,227$ mm, (e) $f=0,182$ mm.

Comme dit précédemment, numériquement les différences entre REGAL et Galetage seul en termes de profondeurs affectées existent et vont dans le même sens que ce qui a été observé expérimentalement mais dans des proportions nettement différentes (Figure III-49 et Figure III-50). L'explication pourrait se trouver dans la loi de comportement qui ne prend pas en compte les changements caractéristiques après chaque passage de la bille.

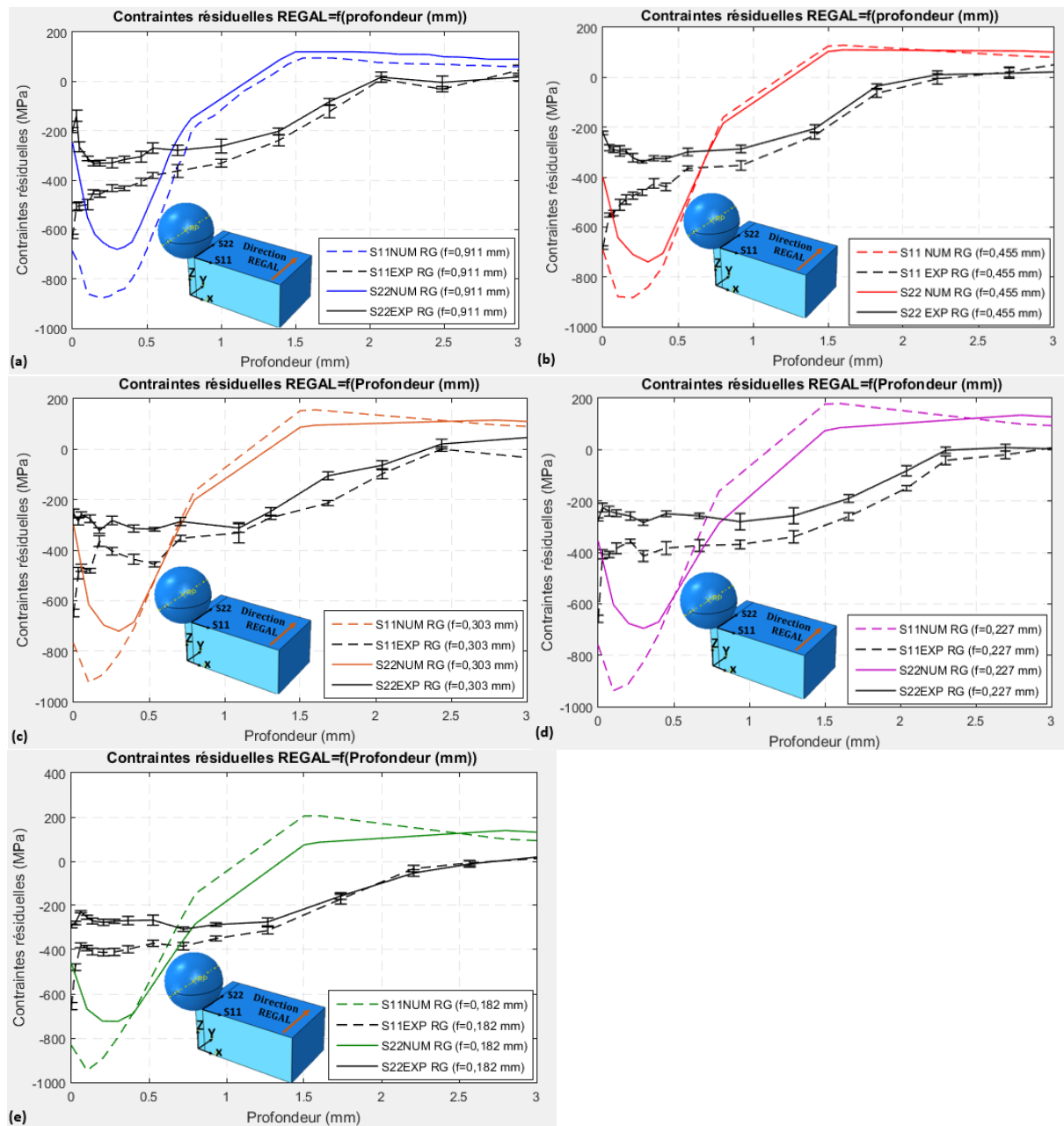


Figure III-50. Résultats de contraintes résiduelles du procédé de galetage obtenues numériquement et expérimentalement pour (a) $f=0,911$ mm, (b) $f=0,455$ mm, (c) $f=0,303$ mm, (d) $f=0,227$ mm, (e) $f=0,182$ mm.

Plus f diminue, plus la pièce se déforme plastiquement en surface et en sous surface (Figure III-51). Cela s'explique par le fait que lorsque f diminue, le taux de recouvrement augmente. En effet, à chaque passage de la bille des déformations plastiques ont lieu et lorsque le taux de recouvrement augmente les passages de la bille se rapprochent davantage et se chevauchent assurant ainsi un cumul de la déformation plastique ayant lieu à volume constant (Figure III-52 et Figure III-53).

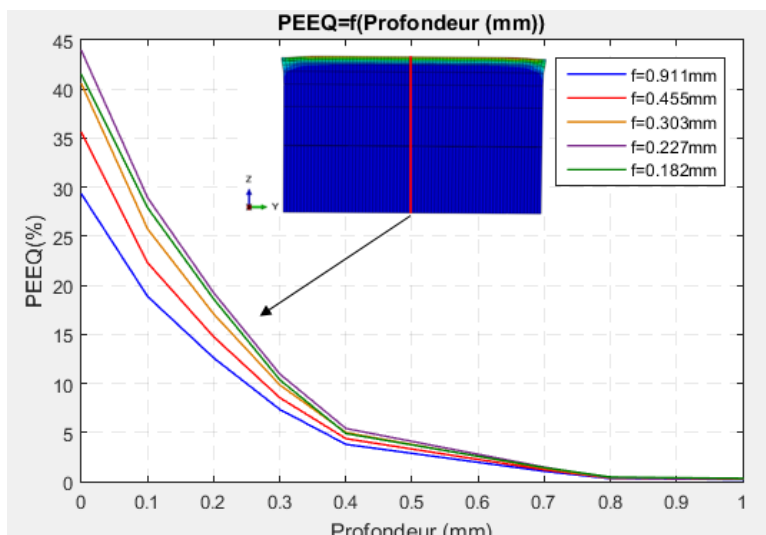


Figure III-51. Résultats des déformations plastiques équivalentes obtenues pour REGAL en fonction de la profondeur obtenues pour différents f , $v_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.

Les Figure III-52 et Figure III-53, montrent que le point P1 est affecté par les déformations plastiques provenant des passages suivants de la bille alors que celle-ci n’entre plus en contact avec ce point. Il est, ainsi, possible de dire que chaque point considéré de la pièce, est affectée par les déformations plastiques issues de la bille lorsqu’elle se trouve sur ce point mais aussi par les déformations plastiques issues des passages précédents et suivants de la bille (Figure III-52 et Figure III-53).

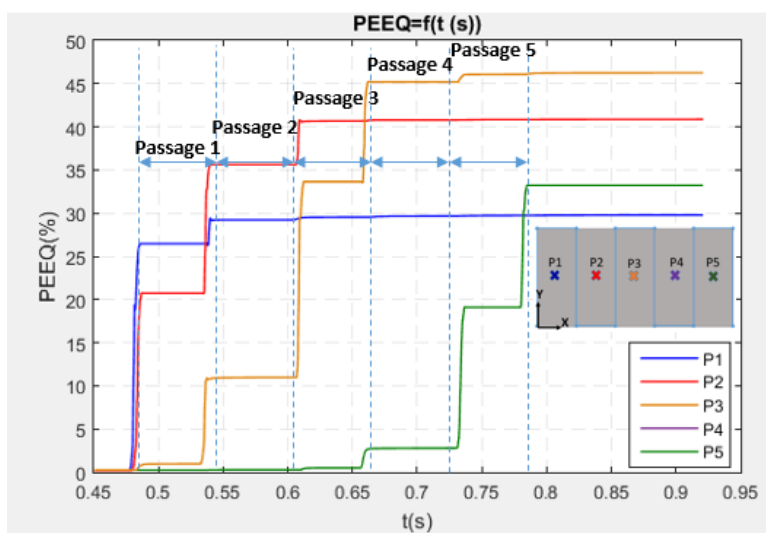


Figure III-52. Résultats des déformations plastiques équivalentes du procédé REGAL en fonction du temps obtenus pour différents points pour $f=0,455$ mm, $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.

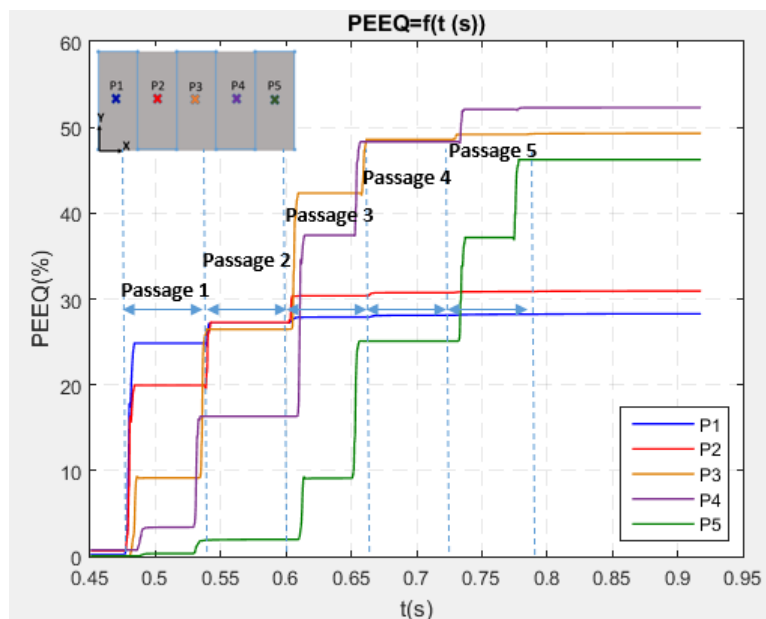


Figure III-53. Résultats des déformations plastiques équivalentes du procédé REGAL en fonction du temps obtenus pour différents points pour $f=0,303$ mm, $V_w=250$ mm/s et $P=20$ MPa.

III.5 Conclusions

Ce chapitre a permis de décrire la démarche de modélisation des procédés de rectification, de galetage et REGAL, du 42CrMo4. Un modèle géométrique a été nécessaire pour chaque procédé afin de résoudre les problématiques de temps de calcul, de taille exorbitante des fichiers résultats entre autres.

L'étude numérique préliminaire a été menée avec un modèle géométrique réduit afin d'étudier les aspects thermiques du procédé de rectification pour différentes vitesses V_w de la pièce et pour différents à-coups. Cela a permis d'identifier les paramètres influents sur la thermique et d'avoir davantage d'éléments pour la mise en place des matrices d'essais pour le procédé de rectification-galetage combiné. Par ailleurs, les différentes simulations préliminaires ont apporté des éléments pour choisir l'approche la plus adaptée pour la modélisation du procédé de galetage à bille, déplacement ou force imposée. Les résultats montrent que la force de galetage est plus adaptée que le déplacement déterminé par la théorie de Hertz, qui a tendance à surestimer les résultats.

Le modèle de galetage à bille choisi a été validé numériquement et expérimentalement. De surcroît, l'étude numérique 3D du procédé de rectification-galetage combiné a été lancée pour différentes valeurs de coefficient de frottement et a été comparée à l'expérimental pour validation.

La comparaison entre le procédé de rectification-galetage combiné avec le procédé de rectification et le procédé de galetage agissant séparément permet de voir les avantages de la technique REGAL nouvellement développée. Les contraintes résiduelles de traction obtenues après rectification sont devenues compressives après REGAL. Ces contraintes résiduelles compressives sont obtenues dans les deux directions celle de la rectification-galetage ainsi que la direction perpendiculaire à la rectification-galetage et affectent une profondeur plus importante de la pièce comparée au procédé de galetage seul.

L'augmentation des valeurs de pressions de galetage augmente les contraintes résiduelles de compression et permet d'obtenir une couche compressive plus profonde. Cette profondeur affectée se stabilise à une valeur de pression bien déterminée.

Suite à la modélisation et aux simulations numériques du procédé de galetage et du procédé REGAL pour différents à-coups, il a été constaté que plus l'à-coups diminue, plus le taux de recouvrement augmente plus les contraintes résiduelles obtenues sont compressives en surface et en sous couche à une profondeur affectée plus importante pour le procédé de galetage ainsi que le procédé REGAL.

Le procédé REGAL permet d'obtenir des contraintes résiduelles plus compressives en surface et en sous couche à une profondeur affectée plus importante comparée au procédé de galetage agissant seul. Cela permet d'améliorer la résistance de la pièce aux sollicitations environnementales et mécaniques externes.

Conclusion générale et perspectives

Ce travail de thèse a eu pour objectifs de mettre en place un procédé original combinant la rectification et le galetage et d'étudier son impact sur l'intégrité de la surface fonctionnelle. La combinaison de deux procédés de fabrication différents, l'un thermomécanique (la rectification) et l'autre purement mécanique (le galetage), mis en œuvre simultanément implique la combinaison de paramètres différents propres à chaque procédé.

Pour cela, une démarche expérimentale a été développée afin de pouvoir étudier l'effet des différents paramètres du procédé REGAL sur l'intégrité de surface. Une analyse technique et technologique a permis de concevoir un dispositif de fixation d'un outil de galetage hydrostatique au plus proche de l'interface de rectification. Ce système de fixation est réalisé par usinage d'une plaque de fixation de l'outil de galetage à fixer sur la rectifieuse. Ainsi est développé l'outil qui permettra de rectifier et de galetter simultanément. Par ailleurs, la technique combinant les procédés de rectification et de galetage nécessite une grande précision dans le déplacement de l'avance de l'outil combiné qui doit assurer des recouvrements de 80% et plus sur des surfaces de diamètre inférieure au millimètre. La précision de la rectifieuse n'étant pas suffisante, il a été nécessaire de concevoir une table spécifique de précision entièrement automatisée pouvant offrir des à-coups de l'ordre du micron et supportant des efforts normaux de plus de 5 kN. Ainsi, le taux de recouvrement du galetage a pu être piloté avec une précision que la rectifieuse ne dispose pas.

Les essais expérimentaux du galetage seul et du procédé de rectification-galetage combiné ont été réalisés suivant une matrice d'essai prenant en compte 3 variables : l'à-coups, la vitesse de la pièce et la pression de galetage. Des caractérisations de plusieurs facteurs de l'intégrité de surface des pièces usinées ont été réalisées. La détermination des contraintes résiduelles a permis de valider et de discuter les résultats des simulations numériques. D'autres caractérisations telles que la topographie, ne sont pas simulées numériquement mais ont contribué à la compréhension des effets de ce procédé combiné sur l'intégrité de surface.

La caractérisation des essais expérimentaux a permis de conclure que les paramètres du procédé REGAL les plus influents sur l'intégrité de surface de la pièce sont l'à-coup et la pression de galetage. Cela se manifeste par des contraintes résiduelles plus intenses en compression à une profondeur de la pièce plus importante et par une meilleure rugosité de la pièce lorsque la pression de galetage augmente et lorsque l'à-coup f diminue (taux de recouvrement augmente). D'autre part, en comparant les résultats expérimentaux du procédé REGAL au procédé de

rectification et de galetage agissant seuls, il est clair que les contraintes résiduelles de traction obtenues après rectification sont devenues compressives après REGAL. Ces contraintes résiduelles sont plus compressives à une profondeur plus importante jusqu'à 3,2 mm de la pièce comparés aux contraintes résiduelles et profondeur affectée obtenues après galetage seul.

La rugosité de surface obtenue après REGAL a été aussi améliorée comparée à celle mesurée suite au galetage agissant seul. Les effets combinés de la meule et de la bille de galetage semblent optimiser l'écoulement des pics de rugosité dans les vallées et améliore ainsi considérablement le R_t . Par ailleurs, l'effet miroir de la surface n'a pas été discuté car cela n'est pas facilement quantifiable. Les surfaces REGAL ont un effet miroir bien plus marqué.

Par ailleurs, des modélisations et des simulations numériques 3D des différents procédés de rectification, de galetage et de rectification-galetage combiné ont été réalisés avec le logiciel éléments finis ABAQUS. Le but de ces différentes approches de modélisations adoptés et des simulations numériques réalisées est de mieux comprendre la physique à l'origine des contraintes résiduelles induites par le procédé de rectification-galetage simultané comparé aux résultats de chaque procédé agissant séparément. Une étude préliminaire de la modélisation du procédé REGAL a été conduite afin de choisir la meilleure approche à adopter pour la simulation du procédé de galetage là où il a été prouvé la non adéquation de l'utilisation de la théorie de Hertz habituellement adoptée dans la littérature. Cette approche de la modélisation du galetage qui consiste à appliquer un enfoncement à la bille calculé à partir de la théorie de Hertz a été remplacé par l'application au centre de la bille de galetage de la force de galetage réelle trouvée expérimentalement.

Les simulations numériques 3D des procédés de rectification, de galetage et de REGAL ont permis de voir les différents résultats de contraintes résiduelles, de la thermique et des déformations plastiques obtenus pour différents paramètres : à-coups, vitesse de la pièce et pression de galetage. En comparant les différents résultats des simulations numériques du procédé de rectification, du procédé de galetage et du procédé de rectification-galetage combiné, il a été prouvé que cette technique permet d'une part de réduire le temps de fabrication et d'énergie d'usinage et d'autre part, d'améliorer l'intégrité de surface en termes de contraintes résiduelles. En effet, suite au REGAL des contraintes résiduelles en compression sont obtenues à une profondeur plus importante qu'en galetage seul.

Perspectives

Ce travail d'investigation a permis de voir les avantages du procédé rectification-galetage combinée en termes de gain de temps et d'énergie mais aussi en termes d'amélioration de l'intégrité de surface.

Comme tout travail de recherche, les perspectives sont nombreuses tant d'un point de vue expérimental que numérique.

D'un point de vue expérimental le procédé REGAL améliore considérablement les résultats en comparaison avec le procédé de galetage œuvrant seul sur une surface rectifiée plusieurs heures voire jours avant. Il n'a pas été possible de démontrer que la thermique est directement responsable de l'optimisation du galetage. En effet, le dispositif de galetage est bien trop loin de la source de chaleur générée par la rectification. Les cinétiques de refroidissement sont telles que la pièce est quasi à 20°C lorsque la bille de galetage entre en action. Néanmoins, il y a une amélioration palpable après REGAL. Il est connu que les chargements intenses thermomécaniques liés à la rectification modifient les structures métallurgiques du matériau et activent la réactivité physico-chimique de la surface à l'image des brûlures de surface, connues pour ce procédé. Il est aussi admis que toutes ces modifications changent ponctuellement le comportement mécanique de la matière. Ce qui est moins bien connu est le temps que dure ce changement de comportement. Des premières investigations pourront être menées en ce sens pour identifier un ou plusieurs indicateurs physiques qui pourraient renseigner sur l'état de réactivité et sur la durée de cette réactivité. Ces investigations devront de préférence être menées en collaboration avec des chercheurs spécialistes et compétents en physico-chimie des matériaux.

D'un point de vue numérique, il est nécessaire de développer des outils numériques capables de prendre en compte les changements de comportement de la matière dus aux phénomènes thermiques intenses mais aussi dus aux cycles d'érouissage. Cela passe par le développement d'UMAT ou de VMAT pour entre autres dans un premier temps implémenter une loi de Johnson & Cook avec le paramètre A, limité d'élasticité, fonction de l'érouissage du cycle précédent. Dans un second temps il sera nécessaire d'implémenter les effets Hall Petch permettant d'implémenter les changements de comportement suite à des processus de raffinement de grain en extrême surface rectifiée. Ces phénomènes sont bien connus mais n'ont pas été abordé dans ce travail de thèse.

Références bibliographiques

(1) abrasifs agglomérés, norton pdf

(2) <http://www.substech.com/dokuwiki/doku.php?id=burnishing>

Agarwal, S. (2016) 'Optimizing machining parameters to combine high productivity with high surface integrity in grinding silicon carbide ceramics', *Ceramics International*. Elsevier, 42(5), pp. 6244–6262. doi: 10.1016/j.ceramint.2016.01.008.

Alonso, U. *et al.* (2015) 'Hardness control of grind-hardening and finishing grinding by means of area-based specific energy', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Elsevier, 88, pp. 24–33. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2014.09.001.

Arrazola, P. J. *et al.* (2005) 'Serrated Chip Prediction in Numerical Cutting Models Proceedings', *8 th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations*, 89, pp. 1–705.

Bacaria (2001) *Un modèle comportemental et transitoire pour la coupe des métaux, Thèse de Doctorat, Institut National Polytechnique de Toulouse,*.

Badger, J. A. and Torrance, A. A. (2000) 'Comparison of two models to predict grinding forces from wheel surface topography', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(8), pp. 1099–1120. doi: 10.1016/S0890-6955(99)00116-9.

Balland, P. *et al.* (2013) 'An investigation of the mechanics of roller burnishing through finite element simulation and experiments', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Elsevier, 65, pp. 29–36. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2012.09.002.

Barbacki, A., Kawalec, M. and Hamrol, A. (2003) 'Turning and grinding as a source of microstructural changes in the surface layer of hardened steel', *Journal of Materials Processing Technology*, 133(1–2), pp. 21–25. doi: 10.1016/S0924-0136(02)00211-X.

Barge, M. (2005a) 'Étude Expérimentale Et Numérique Des Mécanismes De Coupe Par Abrasion', *Bibli.Ec-Lyon.Fr*. doi: 10.1080/05698190490278949.

Barge, M. (2005b) 'Étude Expérimentale Et Numérique Des Mécanismes De Coupe Par Abrasion', *Bibli.Ec-Lyon.Fr*. Available at: <http://bibli.ec-lyon.fr/exl-doc/sbesset.pdf>.

Bellows.G and Dean.N.T (1970) *Introduction to Surface Engineering, Introduction to Surface Engineering*. doi: 10.1017/9781139031509.

- Bhushan, B. (2002) *Introduction to tribology*. 2nd edn. Wiley.
- Blumenstein, V. Y. and Petrenko, K. P. (2016a) 'Influence of Roller Burnishing Parameters on Depletion of Plasticity Reserve', *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 126(1). doi: 10.1088/1757-899X/126/1/012017.
- Blumenstein, V. Y. and Petrenko, K. P. (2016b) 'Influence of Roller Burnishing Parameters on Depletion of Plasticity Reserve', *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 126(1). doi: 10.1088/1757-899X/126/1/012017.
- Bouزيد Saï, W. and Saï, K. (2005a) 'Finite element modeling of burnishing of AISI 1042 steel', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 25(5–6), pp. 460–465. doi: 10.1007/s00170-003-1993-3.
- Bouزيد Saï, W. and Saï, K. (2005b) 'Finite element modeling of burnishing of AISI 1042 steel', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 25(5–6), pp. 460–465. doi: 10.1007/s00170-003-1993-3.
- Brinksmeier, E. *et al.* (2006) 'Advances in modeling and simulation of grinding processes', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55(2), pp. 667–696. doi: 10.1016/j.cirp.2006.10.003.
- Brinksmeier, E., Lucca, D. A. and Walter, A. (2004) 'Chemical aspects of machining processes', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 53(2), pp. 685–699. doi: 10.1016/S0007-8506(07)60035-3.
- Brosse, A. (2009) *Modélisation expérimentale et numérique des effets induits par la rectification. Application à la rectification haute productivité*.
- Brosse, A., Hamdi, H. and Bergheau, J. (2008) 'Residual stresses prediction with a new thermo mechanical simulation of grinding', *International Journal of Material Forming*, 1(SUPPL. 1), pp. 1319–1322. doi: 10.1007/s12289-008-0146-5.
- Chaudhari, P., Awari, G. K. and Khandare, S. S. (2015) 'Investigation of effectiveness of combined turning and burnishing operations performed on lathe machine on an aluminium alloy for the modification of surface texture', *International Journal of Engineering Science Invention Research & Development*, I(X), pp. 1316–1320.
- Deleuze, C. (2010) *Méthodologie d'analyse des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X sur des pièces d'alliages de titane de nuance Ti-10V-2Fe-3Al*.

Demir, H. *et al.* (2010) ‘An investigation into the influences of grain size and grinding parameters on surface roughness and grinding forces when grinding’, *Strojnicki Vestnik/Journal of Mechanical Engineering*, 56(7–8), pp. 447–454.

Ben dhia, M. A. (2016) *Détermination des contraintes internes par méthode dynamique résonante : application aux massifs revêtus.*

Doman, D. A., Warkentin, A. and Bauer, R. (2009) ‘Finite element modeling approaches in grinding’, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(2), pp. 109–116. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2008.10.002.

Dzierwa, A. and Markopoulos, A. P. (2019) ‘Influence of ball-burnishing process on surface topography parameters and tribological properties of hardened steel’, *Machines*, 7(1). doi: 10.3390/machines7010011.

Dzionk, S., Scibiorski, B. and Przybylski, W. (2019) ‘Surface texture analysis of hardened shafts after ceramic ball burnishing’, *Materials*, 12(204), pp. 1–15. doi: 10.3390/ma12020204.

El-Tayeb, N. S. M., Low, K. O. and Brevern, P. V. (2007) ‘Influence of roller burnishing contact width and burnishing orientation on surface quality and tribological behaviour of Aluminium 6061’, *Journal of Materials Processing Technology*, 186(1–3), pp. 272–278. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2006.12.044.

Esme, U. (2010) ‘Use of grey based Taguchi method in ball burnishing process for the optimization of surface roughness and microhardness of AA 7075 aluminum alloy [Uporaba grey-Taguchijeve metode pri procesu glajenja za optimizacijo povr[inske hrapavosti in mikrotrdote al’], *Materiali in Tehnologije*, 44(3), pp. 129–135. Available at: <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-79951519669&partnerID=40&md5=9a1d486851f2b34944b21d1864eacdb1>.

Fanchon, J. L. (2019) *Guide des sciences et des technologies industrielles.*

Ben Fathallah, B. *et al.* (2009) ‘Effects of abrasive type cooling mode and peripheral grinding wheel speed on the AISI D2 steel ground surface integrity’, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(3–4), pp. 261–272. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2008.10.005.

Ben Fathallah, B., Dakhli, C. E. and Terres, M. A. (2019) ‘The effect of grinding parameters and gas nitriding depth on the grindability and surface integrity of AISI D2 tool steel’, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 104(1–4), pp. 1449–1459. doi: 10.1007/s00170-019-03943-4.

- Field, M., Kahles, J. F. (1964) 'The surface integrity of machined and ground high strength steels', *DMIC Report*, 210, pp. 54–77.
- Ben Fredj, N., Sidhom, H. and Braham, C. (2006) 'Ground surface improvement of the austenitic stainless steel AISI 304 using cryogenic cooling', *Surface and Coatings Technology*, 200(16–17), pp. 4846–4860. doi: 10.1016/j.surfcoat.2005.04.050.
- Fritsche, A. and Bleicher, F. (2015) 'Experimental investigation of the heat flux distribution in grinding of titanium alloy', *Procedia Engineering*. Elsevier B.V., 100(January), pp. 987–993. doi: 10.1016/j.proeng.2015.01.458.
- Fu, C. H. *et al.* (2012) 'Process Mechanics of Low Plasticity Burnishing of Nitinol Alloy', 21(December), pp. 2607–2617. doi: 10.1007/s11665-012-0313-1.
- Fu, C. H. *et al.* (2014) 'Austenite-martensite phase transformation of biomedical Nitinol by ball burnishing', *Journal of Materials Processing Technology*, 214(12), pp. 3122–3130. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2014.07.019.
- Fu, H. and Liang, Y. (2019) 'Study of the surface integrity and high cycle fatigue performance of AISI 4340 steel after composite surface modification', *Metals*, 9(856). doi: 10.3390/met9080856.
- Germain, G. (2006) *Contribution à l'optimisation du procédé d'usinage assisté laser*. École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers.
- Gharbi, F. *et al.* (2011) 'Effect of ball burnishing process on the surface quality and microstructure properties of aisi 1010 steel plates', *Journal of Materials Engineering and Performance*, 20(6), pp. 903–910. doi: 10.1007/s11665-010-9701-6.
- Gharbi, F. *et al.* (2012) '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. doi: 10.1007/s00170-011-3598-6.
- Gomez-Gras, G., Travieso-Rodriguez, J. A. and Jerez-Mesa, R. (2015) 'Experimental Characterization of the Influence of Lateral Pass Width on Results of a Ball Burnishing Operation', *Procedia Engineering*. Elsevier B.V., 132, pp. 686–692. doi: 10.1016/j.proeng.2015.12.548.
- Grochała, D., Berczyński, S. and Grządziel, Z. (2017) 'Modeling of burnishing thermally toughened X42CrMo4 steel with a ceramic ZrO₂ball', *Archives of Civil and Mechanical*

Engineering, 17(4), pp. 1011–1018. doi: 10.1016/j.acme.2017.04.009.

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. doi: 10.1016/S0924-0136(01)00562-3.

Grzesik, W., Rech, J. and Żak, K. (2015) ‘High-Precision Finishing Hard Steel Surfaces Using Cutting , Abrasive and Burnishing Operations’, *43rd Proceedings of the North American Manufacturing Research Institution of SME*, 1, pp. 619–627. doi: 10.1016/j.promfg.2015.09.048.

Grzesik, W. and Zak, K. (2012) ‘Modification of surface finish produced by hard turning using superfinishing and burnishing operations’, *Journal of Materials Processing Technology*, 212(1), pp. 315–322. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2011.09.017.

Grzesik, W. and Zak, K. (2013) ‘Producing high quality hardened parts using sequential hard turning and ball burnishing operations’, *Precision Engineering*, 37(4), pp. 849–855. doi: 10.1016/j.precisioneng.2013.05.001.

Guillemot, N. (2010) ‘Prise en compte de l ’ intégrité de surface pour la prévision de la tenue en fatigue de pièces usinées en fraisage’, p. 258.

Guo, C. *et al.* (2007) ‘Power and wheel wear for grinding nickel alloy with plated CBN wheels’, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(1), pp. 343–346. doi: 10.1016/j.cirp.2007.05.079.

Guo, Y. B. and Barkey, M. E. (2004a) ‘FE-simulation of the effects of machining-induced residual stress profile on rolling contact of hard machined components’, *International Journal of Mechanical Sciences*, 46(3), pp. 371–388. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2004.03.014.

Guo, Y. B. and Barkey, M. E. (2004b) ‘FE-simulation of the effects of machining-induced residual stress profile on rolling contact of hard machined components’, *International Journal of Mechanical Sciences*, 46(3), pp. 371–388. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2004.03.014.

Guo, Y. B., Li, W. and Jawahir, I. S. (2009) ‘Surface integrity characterization and prediction in machining of hardened and difficult-to-machine alloys: A state-of-art research review and analysis’, *Machining Science and Technology*, 13(4), pp. 437–470. doi: 10.1080/10910340903454922.

Guo, Y. B. and Sahni, J. (2004) ‘A comparative study of hard turned and cylindrically ground

- white layers', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(2–3), pp. 135–145. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2003.10.009.
- Guo, Y. B., Warren, A. W. and Hashimoto, F. (2010) 'The basic relationships between residual stress, white layer, and fatigue life of hard turned and ground surfaces in rolling contact', *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. CIRP, 2(2), pp. 129–134. doi: 10.1016/j.cirpj.2009.12.002.
- Hahn, R. S. and Lindsay, R. P. (1971) *Principles of Grinding*.
- Hahn, R. . (1966) 'On the mechanics of the grinding process under plunge cut conditions.', *Transactions of ASME*, pp. 72–80.
- Hahn, R. S. (1962) 'On the nature of the grinding process', in *Third International Conference on Machine Tool Design and Research*, pp. 129–164.
- Hamdi, H. (2000) *Contribution à l'étude de la physique de l'interface meule-pièce dans le cadre de la rectification conventionnelle et à grande vitesse*. École centrale de Lyon.
- Hamdi, H., Zahouani, H. and Bergheau, J. M. (2004) 'Residual stresses computation in a grinding process', *Journal of Materials Processing Technology*, 147(3), pp. 277–285. doi: 10.1016/S0924-0136(03)00578-8.
- Hashimoto, F., Guo, Y. B. and Warren, A. W. (2006) 'Surface integrity difference between hard turned and ground surfaces and its impact on fatigue life', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55(1), pp. 81–84. doi: 10.1016/S0007-8506(07)60371-0.
- Hassan, A. M. and Momani, A. M. S. (2000) 'Further improvements in some properties of shot peened components using the burnishing process', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 40(12), pp. 1775–1786. doi: 10.1016/S0890-6955(00)00018-3.
- Heinzel, C. *et al.* (2016) 'Surface and Material Modifications of Tempered Steel after Precision Grinding with Electroplated Coarse Grained Diamond Wheels', *Procedia CIRP*. Elsevier B.V., 45, pp. 191–194. doi: 10.1016/j.procir.2016.02.329.
- Herzenstiel, P. and Aurich, J. C. (2010) 'CBN-grinding wheel with a defined grain pattern - Extensive numerical and experimental studies', *Machining Science and Technology*, 14(3), pp. 301–322. doi: 10.1080/10910344.2010.511574.
- Hiegemann, L. *et al.* (2014) 'Analytical prediction of roughness after ball burnishing of thermally coated surfaces', *Procedia Engineering*. Elsevier B.V., 81(October), pp. 1921–1926.

doi: 10.1016/j.proeng.2014.10.257.

Holesovsky, F. and Hrala, M. (2004) 'Integrity of ground cylindrical surface', *Journal of Materials Processing Technology*, 153–154(1–3), pp. 714–721. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2004.04.180.

Hou, Z. B. and Komanduri, R. (2003) 'On the mechanics of the grinding process - Part I. Stochastic nature of the grinding process', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(15), pp. 1579–1593. doi: 10.1016/S0890-6955(03)00186-X.

Huang, B. *et al.* (2015) 'Surface Layer Modification by Cryogenic Burnishing of Al 7050-T7451 Alloy and Validation with FEM-based Burnishing Model', *Procedia {CIRP}*. Elsevier B.V., 31, pp. 1–6. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.procir.2015.03.097>.

Ichida, Y. *et al.* (2006) 'Formation mechanism of finished surface in ultrahigh-speed grinding with cBN Wheels', *JSME International Journal*, C 49(1), pp. 100–105.

J.N. Malleswara Rao, A. Chenna Kesava Reddy, P. V. Rama Rao, B. M. (2011) 'Finite element approach for the prediction of residual stresses in aluminium workpieces produced by roller burnishing', *International Journal of Design and Manufacturing Technology*, 6995, pp. 7–20.

Jaeger, J. C. (1942) 'Moving sources of heat and the temperature at sliding contacts', *Proceedings of the Royal Society of NSW*, pp. 203–224.

Javidi, A., Rieger, U. and Eichlseder, W. (2008) 'The effect of machining on the surface integrity and fatigue life', *International Journal of Fatigue*, 30(10–11), pp. 2050–2055. doi: 10.1016/j.ijfatigue.2008.01.005.

Jawahir, I. S. *et al.* (2011) 'Surface integrity in material removal processes: Recent advances', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. CIRP, 60(2), pp. 603–626. doi: 10.1016/j.cirp.2011.05.002.

Ji, K., Zhang, X., Yang, S., Shi, L., Wang, S., & Wu, Y. (2017) 'Surface integrity of quenched steel 1045 machined by CBN grinding wheel and SiC grinding wheel', *International Journal of Structural Integrity*, pp. 1–12.

Kim, N. K., Guo, C. and Malkon, S. (1997) 'Heat Flux Distribution and Energy Partition in Creep-Feed Grinding', 46(1), pp. 227–232.

Klocke, F. (2013) 'Cutting with geometrically undefined cutting edges', in *Simulation Techniques in Manufacturing Technology Lecture 10*, p. 75.

- Klocke, F., Wrobel, C., *et al.* (2016) 'Approach of characterization of the grinding wheel topography as a contribution to the energy modelling of grinding processes', 46, pp. 631–635. doi: 10.1016/j.procir.2016.04.011.
- Klocke, F., Barth, S., *et al.* (2016) 'Modelling of the grinding wheel structure depending on the volumetric composition', 46, pp. 276–280. doi: 10.1016/j.procir.2016.04.066.
- Klocke, F., Brinksmeier, E. and Weinert, K. (2005) 'Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 54(2), pp. 22–45. doi: 10.1016/S0007-8506(07)60018-3.
- Kohli, S, Guo, C. and Malkin, S. (1995) 'Energy Partition to the Workpiece for Grinding with Aluminum Oxide and CBN Abrasive Wheels', *ASME Journal of Engineering for Industry*, 117(MAY 1995), pp. 160–168.
- Kohli, S., Guo, C. and Malkin, S. (1995) 'Energy partition to the workpiece for grinding with aluminum oxide and CBN abrasive wheels', *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, 117(2), pp. 160–168. doi: 10.1115/1.2803290.
- Korhonen, H. *et al.* (2013) 'Improvements in the surface characteristics of stainless steel workpieces by burnishing with an amorphous diamond-coated tip', *Machining Science and Technology*, 17(4), pp. 593–610. doi: 10.1080/10910344.2013.837351.
- Kruszyński, B. W. and Wójcik, R. (2001) 'Residual stress in grinding', *Journal of Materials Processing Technology*, 109(3), pp. 254–257. doi: 10.1016/S0924-0136(00)00807-4.
- Kuznetsov, V. P., Tarasov, S. Y. and Dmitriev, A. I. (2015) 'Nanostructuring burnishing and subsurface shear instability', *Journal of Materials Processing Technology*. Elsevier B.V., 217, pp. 327–335. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2014.11.023.
- Lee, K., Huang, H. and Lu, S. (1993) 'Burr Detection by Using Vision Image', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 8, pp. 275–284.
- Li, J. and Li, J. C. M. (2005) 'Temperature distribution in workpiece during scratching and grinding', *Materials Science and Engineering A*, 409(1–2), pp. 108–119. doi: 10.1016/j.msea.2005.07.057.
- Li, X. (2010) *Modeling and simulation of grinding processes based on a virtual wheel model and microscopic interaction analysis*.
- Lienhard, J. H. V. I. and Lienhard, J. H. V. I. (2003) 'A heat transfer', p. 762.

Lim, A., Castagne, S. and Cher, W. C. (2017a) 'Effect of Deep Cold Rolling on Residual Stress Distributions Between the Treated and Untreated Regions on Ti – 6Al – 4V Alloy', *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 138(November 2016), p. 111005 (8 pages). doi: 10.1115/1.4033524.

Lim, A., Castagne, S. and Cher, W. C. (2017b) 'Effect of Deep Cold Rolling on Residual Stress Distributions Between the Treated and Untreated Regions on Ti – 6Al – 4V Alloy', *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 138(November 2016), pp. 1–8. doi: 10.1115/1.4033524.

Lim, A., Castagne, S. and Wong, C. C. (2015) 'Effect of Friction Coefficient on Finite Element Modeling of the Deep - Cold Rolling Process', in *International Conference on Shot Peening*, pp. 376–380.

Lindsay, R. P. (1971) *On the material removal - and wheel removal parameters - Surface finish, geometry and thermal damage in precision grinding*. Worcester Polytechnic Institute, USA.

Ling, H. *et al.* (2020) 'Predictive model of grinding residual stress for linear guideway considering straightening history', *International Journal of Mechanical Sciences*. Elsevier Ltd, 176, p. 105536. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2020.105536.

Liu, Z. Y. *et al.* (2017) 'Prediction and analysis of residual stress and deflections of Almen strip by burnishing', *Production Engineering*. Springer Berlin Heidelberg, 11(3), pp. 265–274. doi: 10.1007/s11740-017-0736-5.

M'Saoubi, R. *et al.* (2008) 'A review of surface integrity in machining and its impact on functional performance and life of machined products', *International Journal of Sustainable Manufacturing*, 1(1–2), pp. 203–236. doi: 10.1504/IJSM.2008.019234.

Majzoobi, G. H., Zare Jouneghani, F. and Khademi, E. (2016a) 'Experimental and numerical studies on the effect of deep rolling on bending fretting fatigue resistance of Al7075', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 82(9–12), pp. 2137–2148. doi: 10.1007/s00170-015-7542-z.

Majzoobi, G. H., Zare Jouneghani, F. and Khademi, E. (2016b) 'Experimental and numerical studies on the effect of deep rolling on bending fretting fatigue resistance of Al7075', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 82(9–12), pp. 2137–2148. doi: 10.1007/s00170-015-7542-z.

Maksoud, T. M. A. (2005) 'Heat transfer model for creep-feed grinding', *Journal of Materials*

- Processing Technology*, 168(3), pp. 448–463. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2004.12.008.
- Malkin, S., Cook, N. H. (1971) ‘The wear of grinding wheels, Part 1: Attritious wear’, *Transactions of ASME. Journal of Engineering for Industry*, 93, pp. 1120–1133.
- Malkin, S. Guo, C. (2008) *Grinding Technology Theory and Applications of Machining with Abrasives second edition*.
- Malkin, S. (1998) *Grinding Technology*.
- Malkin, S. and Guo, C. (2007a) ‘Thermal Analysis of Grinding’, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(2), pp. 760–782. doi: 10.1016/j.cirp.2007.10.005.
- Malkin, S. and Guo, C. (2007b) ‘Thermal Analysis of Grinding’, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(2), pp. 760–782. doi: 10.1016/j.cirp.2007.10.005.
- Malleswara Rao, J. ., Chenna Kesava Reddy, A. and Rama Rao, P. . (2011) ‘The effect of roller burnishing on surface hardness and surface roughness on mild steel specimens’, *International journal of applied engineering reserarch*, 1(3), pp. 777–785.
- Mamalis, A. G. *et al.* (2003) ‘Thermal Modelling of Surface Grinding Using Implicit Finite Element Techniques’, *Advanced manufacturing technology*, 21, pp. 929–934. doi: 10.1007/s00170-002-1410-3.
- Mamalis, A. G., Kundrak, J. and Gyani, K. (2002) ‘On the dry machining of steel surfaces using superhard tools’, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 19(3), pp. 157–162. doi: 10.1007/s001700200009.
- Manouchehrifar, A. and Alasvand, K. (2012) ‘Finite element simulation of deep rolling and evaluate the influence of parameters on residual stress’, *Proceedings of the 3rd International Conference on Theoretical and Applied Mechanics*, (June), pp. 121–127.
- Matsumoto, Y. *et al.* (1991) ‘Effect of machining processes on the fatigue strength of hardened AISI 4340 steel’, *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, 113(2), pp. 154–159. doi: 10.1115/1.2899672.
- Maximov, J. and Anchev, A. P. (2014) ‘Enhancement of fatigue life of rail-end-bolt holes by slide diamond burnishing’, *Engineering Solid Mechanics*, 2, pp. 247–264. doi: 10.5267/j.esm.2014.7.001.
- Maximov, J. T., Anchev, A. P. and Duncheva, G. V. (2015) ‘Modeling of the friction in the tool-workpiece system in diamond burnishing process’, *Coupled systems mechanics*, 4(4), pp.

279–295. doi: 10.12989/csm.2015.4.4.279.

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. doi: 10.1002/ls.1239.

Nalla, R. K. *et al.* (2003) ‘On the influence of mechanical surface treatments-deep rolling and laser shock peening-on the fatigue behavior of Ti-6Al-4V at ambient and elevated temperatures’, *Materials Science and Engineering A*, 355(1–2), pp. 216–230. doi: 10.1016/S0921-5093(03)00069-8.

Nestler, A. and Schubert, A. (2018) ‘Roller burnishing of particle reinforced aluminium matrix composites’, *Metals*, 8(95). doi: 10.3390/met8020095.

Peters, J. and Aereus, R. (1980) ‘Optimization procedure of three phase grinding cycles of a series without intermediate dressing’, *Annals of the CIRP*, 29, pp. 195–200.

Prakash, S., Satpal, D. and Mishra, R. K. (2014) ‘Effects of roller burnishing process parameters on surface roughness of A356 / 5 % SiC composite using response surface methodology’, *Advanced manufacturing technology*, 2, pp. 303–317. doi: 10.1007/s40436-014-0083-0.

Rajasekaran, B. *et al.* (2009) ‘Effect of grinding on plain fatigue and fretting fatigue behaviour of detonation gun sprayed Cu-Ni-In coating on Al-Mg-Si alloy’, *International Journal of Fatigue*. Elsevier Ltd, 31(4), pp. 791–796. doi: 10.1016/j.ijfatigue.2008.03.003.

Ramard, C. *et al.* (2017) ‘Estimation de contraintes résiduelles par la méthode du contour : application au soudage multipasse’, pp. 1–4.

Rami, A. (2017) ‘Contributions expérimentales et numériques pour la compréhension de l’intégrité des surfaces induite par un outil combiné usinage-galetage Devant’, p. 141.

Rami, A. *et al.* (2017) ‘Residual stresses computation induced by turning of AISI 4140 steel using 3D simulation based on a mixed approach’. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, pp. 3833–3850. doi: 10.1007/s00170-017-0047-1.

Rami, A. *et al.* (2018) ‘Numerical assessment of residual stresses induced by combining turning-burnishing (CoTuB) process of AISI 4140 steel using 3D simulation based on a mixed approach’, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 97(5–8), pp. 1897–1912. doi: 10.1007/s00170-018-2086-7.

Rech, J., Hamdi, H. and Valette, S. (2008) *Machining fundamentals and recent advances:*

workpiece surface integrity. Springer.

Revankar, G. D. *et al.* (2014) ‘Analysis of surface roughness and hardness in ball burnishing of titanium alloy’, *Measurement: Journal of the International Measurement Confederation*. Elsevier Ltd, 58, pp. 256–268. doi: 10.1016/j.measurement.2014.08.043.

Revankar, G. D. *et al.* (2016) ‘Wear resistance enhancement of titanium alloy (Ti – 6Al – 4V) by ball burnishing process’, *Journal of material research and technology*. Korea Institute of Oriental Medicine, p. 20. doi: 10.1016/j.jmrt.2016.03.007.

Revankar, G. D. *et al.* (2017) ‘Wear resistance enhancement of titanium alloy (Ti-6Al-4V) by ball burnishing process’, *Journal of Materials Research and Technology*. Korea Institute of Oriental Medicine, 6(1), pp. 13–32. doi: 10.1016/j.jmrt.2016.03.007.

Robaey, A. Van (2015) ‘Etude expérimentale et numérique du faïençage thermique en rectification du 32CrMoV13 nitruré Alexis van Robaey To cite this version : HAL Id : tel-01524528 Mémoire présenté par TITRE DE LA THÈSE : rectification du 32CrMoV13 nitruré’.

Robert I. King, R. S. H. (1986) *Handbook of Modern Grinding Technology*.

Rodríguez, A. *et al.* (2019) ‘Burnishing of FSWAluminum Al-Cu-Li components’, *Metals*, 9(260), pp. 1–16. doi: 10.3390/met9020260.

S. Malkin (1989) *Grinding technology : theory and applications of machining with abrasives*. Dearborn, Michigan: Society of Manufacturing Engineers.

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*. Elsevier Ltd, 42(11), pp. 992–998. doi: 10.1016/j.advengsoft.2011.05.021.

Sallem, H. and Hamdi, H. (2015) ‘Analysis of measured and predicted residual stresses induced by finish cylindrical grinding of high speed steel with CBN wheel’, *Procedia CIRP*, 31, pp. 381–386. doi: 10.1016/j.procir.2015.03.080.

Salvatore, F. *et al.* (2012) ‘Numerical and experimental study of residual stress induced by machining process’, *International Journal of Surface Science and Engineering*, 6(1–2), pp. 136–147. doi: 10.1504/IJSURFSE.2012.046849.

Sanchez, L. E. A. *et al.* (2017) ‘Effect of Hot Burnishing Aided by Infrared Radiation on the Modification of Surface and Subsurface of AISI 1045 Steel’, *Procedia CIRP*. The Author(s),

58, pp. 463–468. doi: 10.1016/j.procir.2017.03.254.

Sanjay, A. and Rao, P. V. (2008) ‘Experimental investigation of surface / subsurface damage formation and material removal mechanisms in SiC grinding’, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48, pp. 698–710. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2007.10.013.

Sartkulvanich, P. *et al.* (2007) ‘Finite Element Modeling of Hard Roller Burnishing: An Analysis on the Effects of Process Parameters Upon Surface Finish and Residual stresses’, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 129(July 2015), pp. 705–716. doi: 10.1115/1.2738121.

Seemikeri, C. Y., Brahmanekar, P. K. and Mahagaonkar, S. B. (2008) ‘Investigations on surface integrity of AISI 1045 using LPB tool’, *Tribology International*, 41(8), pp. 724–734. doi: 10.1016/j.triboint.2008.01.003.

Shaji, S. and Radhakrishnan, V. (2003) ‘Analysis of process parameters in surface grinding with graphite as lubricant based on the Taguchi method’, *Journal of Materials Processing Technology*, 141(1), pp. 51–59. doi: 10.1016/S0924-0136(02)01112-3.

Shirsat, U. M. and Ahuja, B. B. (2004) ‘Parametric analysis of combined turning and ball burnishing process’, *Indian Journal of Engineering and Materials Sciences*, 11(5), pp. 391–396.

Skalski, K., Morawski, A. and Przybylski, W. (1995) ‘Analysis of contact elastic-plastic strains during the process of burnishing’, *International Journal of Mechanical Sciences*, 37(5), pp. 461–472. doi: 10.1016/0020-7403(94)00083-V.

Snoeys, R., Peters, J., Inst., V. W. and Decneut, A. (1974) ‘The significance of chip thickness in grinding’, *Annals of the CIRP*, 23, pp. 227–237.

Sun, L. *et al.* (2015) ‘A new model of grinding forces prediction for machining brittle and hard materials’, *Procedia CIRP*. Elsevier B.V., 27, pp. 192–197. doi: 10.1016/j.procir.2015.04.065.

Suzuki, S. *et al.* (2007) ‘High-Efficiency Mirror Grinding of AlN by Ultra-Precision Plane Honing’, *Key Engineering Materials*, 329, pp. 291–296. doi: 10.4028/www.scientific.net/kem.329.291.

Tahsin Tecelli Öpöz, X. C. (2005) ‘An Investigation of the Rubbing and Ploughing in Single Grain Grinding using Finite Element Method’, *Narrative, Memory & Everyday Life*, pp. 1–7. doi: 10.1016/0375-6742(92)90137-W.

- Tang, S. H. *et al.* (2012) ‘Artificial Neural Network (ANN) Approach for Predicting Friction Coefficient of Roller Burnishing AL6061’, *International Journal of Machine Learning and Computing*, (January 2016), pp. 825–830. doi: 10.7763/ijmlc.2012.v2.246.
- Tanguy, J. . (1985) *Rectification: connaissances de base et données pratiques*.
- Tawakoli, T., Azarhoushang, B. and Rabiey, M. (2009a) ‘Grinding of soft steel with assistance of ultrasonic vibrations’, *Key Engineering Materials*, 389–390(September), pp. 271–276. doi: 10.4028/0-87849-364-6.271.
- Tawakoli, T., Azarhoushang, B. and Rabiey, M. (2009b) ‘Ultrasonic assisted dry grinding of 42CrMo4’, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 42(9–10), pp. 883–891. doi: 10.1007/s00170-008-1646-7.
- Teimouri, R. and Amini, S. (2019) ‘Analytical modeling of ultrasonic surface burnishing process: Evaluation of through depth localized strain’, *International Journal of Mechanical Sciences*. Elsevier Ltd, 151, pp. 118–132. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2018.11.008.
- Teimouri, R., Amini, S. and Ashrafi, H. (2019) ‘An analytical model of burnishing forces using slab method’, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part E: Journal of Process Mechanical Engineering*, 233(3), pp. 630–642. doi: 10.1177/0954408918781481.
- Teimouri, R., Amini, S. and Bami, A. B. (2018) ‘Evaluation of optimized surface properties and residual stress in ultrasonic assisted ball burnishing of AA6061-T6’, *Measurement*. Elsevier, 116(November 2017), pp. 129–139. doi: 10.1016/j.measurement.2017.11.001.
- Tonshoff, H. K. *et al.* (1992) ‘Modelling and Simulation of Grinding Processes’, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 41(2), pp. 677–688.
- Tonshoff, H. K., Friemuth, T. and Becker, J. C. (2007) ‘Process Monitoring in Grinding’, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 51(2), pp. 551–571.
- Uddin, M. S. *et al.* (2018) ‘Finite element analysis of surface integrity in deep ball-burnishing of a biodegradable AZ31B Mg alloy’, *Metals*, 8(136), pp. 1–17. doi: 10.3390/met8020136.
- Viktor P. Astakhov (2009) *Surface Integrity – Definition and Importance in Functional Performance, Surface integrity in machining*.
- Vinay, P. V and Rao, C. S. (2013) ‘Grinding Mechanics and Advances - A Review Grinding is a complex abrasive cutting process where machining happens with geometrically unspecified cutting edges . Grinding interface involves material removal by contact , between the grinding

- wheel and a ran’, *Journal of Mechanical Engineering and Technology*, 5(2), pp. 41–74.
- Vinay, P. V and Rao, C. S. (2015) ‘Influence of Process Parameters on Grinding - A Review’, (November).
- Wang, Y. *et al.* (2019) ‘Surface residual stress distribution for face gear under grinding with a long-radius disk wheel’, *International Journal of Mechanical Sciences*. Elsevier Ltd, 159(June), pp. 260–266. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2019.06.004.
- Wang, Z. *et al.* (2019) ‘Grinding temperature field prediction by meshless finite block method with double infinite element’, *International Journal of Mechanical Sciences*. Elsevier Ltd, 153–154(January), pp. 131–142. doi: 10.1016/j.ijmecsci.2019.01.037.
- Wenfeng, D. *et al.* (2010) ‘Grindability and surface integrity of cast nickel-based superalloy in creep feed grinding with brazed CBN abrasive wheels’, *Chinese Journal of Aeronautics*. Chinese Journal of Aeronautics, 23(4), pp. 501–510. doi: 10.1016/S1000-9361(09)60247-8.
- Wierzchowski, D., Ostertag, A. and Wagner, L. (2002) ‘Fatigue Performance of the Mechanically Sur 42CrMo4 and 54SiCr6: Shot Peening vs . Roller-Burnishing’, *Icsp*, 16–20(8), pp. 468–473.
- Xiang, D. H. *et al.* (2017) ‘Experimental study of single cubic boron nitride grains in the ultrasoundassisted high-speed grinding’, *Advances in Mechanical Engineering*, 9(2), pp. 1–7. doi: 10.1177/1687814017693543.
- Xu, R. *et al.* (2019) ‘The effect of milling cooling conditions on the surface integrity and fatigue behavior of the GH4169 superalloy’, *Metals*, 9(1179), pp. 1–10. doi: 10.3390/met9111179.
- Xu, X. (2001) ‘Experimental study on temperatures and energy partition at the diamond-granite interface in grinding’, *Tribology International*, 34(6), pp. 419–426. doi: 10.1016/S0301-679X(01)00039-1.
- Yang, S. *et al.* (2015) ‘Cryogenic cooling effect on surface and subsurface microstructural modifications in burnishing of Co-Cr-Mo biomaterial’, *Journal of Materials Processing Technology*. Elsevier B.V., 217, pp. 211–221. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2014.11.004.
- Yang, X., Richard Liu, C. and Grandt, A. F. (2002) ‘An Experimental Study on Fatigue Life Variance, Residual Stress Variance, and Their Correlation of Face-Turned and Ground Ti 6Al-4V Samples’, *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 124(4), p. 809. doi: 10.1115/1.1511174.

- Yao, C. *et al.* (2014) 'A comparative study of residual stress and affected layer in Aermet100 steel grinding with alumina and cBN wheels', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 74(1–4), pp. 125–137. doi: 10.1007/s00170-014-5955-8.
- Youssef, S. *et al.* (2011a) 'Residual stresses and metallurgic transformations induced by grinding', *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 9(3/4), p. 223. doi: 10.1504/IJMMM.2011.039648.
- Youssef, S. *et al.* (2011b) 'Residual stresses and metallurgic transformations induced by grinding', *International Journal of Machining and Machinability of Materials*, 9(3–4), pp. 223–232.
- Youssef, S. (2012) *Étude des effets du meulage sur l'intégrité de surface des alliages à base de nickel - Approche expérimentale et numérique.*
- Yuan, X. and Li, C. (2017) 'An engineering high cycle fatigue strength prediction model for low plasticity burnished samples', *International Journal of Fatigue*, 103, pp. 318–326. doi: 10.1016/j.ijfatigue.2017.06.013.
- Zander, D. *et al.* (2019) 'Influence of machining processes on rim zone properties and high temperature oxidation behavior of 42CrMo4', *Materials and Corrosion*. John Wiley & Sons, Ltd, 70(12), pp. 2190–2204. doi: 10.1002/maco.201910928.
- Zhang, J. *et al.* (2020) 'Study on grinding and deformation fracture control of cold rolled titanium strip', *Metals*, 10(323). doi: 10.3390/met10030323.
- Zhang, T., Bugtai, N. and Marinescu, I. D. (2015) 'Burnishing of aerospace alloy: A theoretical-experimental approach', *Journal of Manufacturing Systems*. The Society of Manufacturing Engineers, 37, pp. 472–478. doi: 10.1016/j.jmsy.2014.11.004.
- Zhang, Y. *et al.* (2017) 'Analysis of grinding mechanics and improved predictive force model based on material-removal and plastic-stacking mechanisms', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 122(June), pp. 81–97.
- Zhang, Z. Y. *et al.* (2016) 'Thermal model and temperature field in rail grinding process based on a moving heat source Thermal model and temperature field in rail grinding process based on a moving heat source', *Applied Thermal Engineering*. Elsevier Ltd, 106(June), pp. 855–864. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2016.06.071.
- Zhu, D., Yan, S. and Li, B. (2014) 'Single-grit modeling and simulation of crack initiation and

propagation in SiC grinding using maximum undeformed chip thickness', *Computational Materials Science*. Elsevier B.V., 92, pp. 13–21. doi: 10.1016/j.commatsci.2014.05.019.

Zhu, Lida *et al.* (2017) 'Analytical modeling of ground surface topography in monocrystalline silicon grinding considering the ductile-regime effect ScienceDirect Analytical modeling of ground surface topography in monocrystalline silicon grinding considering the ductile-regime ef', *Archives of Civil and Mechanical Engineering*. Politechnika Wroclawska, 17(4), pp. 880–893. doi: 10.1016/j.acme.2017.03.010.

Annexes

A. Annexe 1 – Moyens de caractérisation des contraintes résiduelles

Plusieurs techniques de caractérisation des contraintes résiduelles existent. Elles peuvent être non destructives telles que la diffraction des rayons X, la détermination par courants de Foucault ou destructives telles que : le perçage incrémental, la méthode des contours, etc.

a. Les techniques non destructives

- **Technique de détermination des σ_R par ultrasons**

Cette méthode consiste à repérer la présence des contraintes résiduelles lorsque la vitesse de propagation des ondes ultrasonores change. En pratique, l'onde ultrasonore émise est captée par des récepteurs placés à une distance bien définie de l'émetteur (Figure A.1). Le signal obtenu est traité par un programme informatique qui permet de déterminer les différentes vitesses de l'onde ultrasonore propagée. Cette technique dépend fortement du type du matériau utilisé ainsi que des constantes élastiques du matériau.

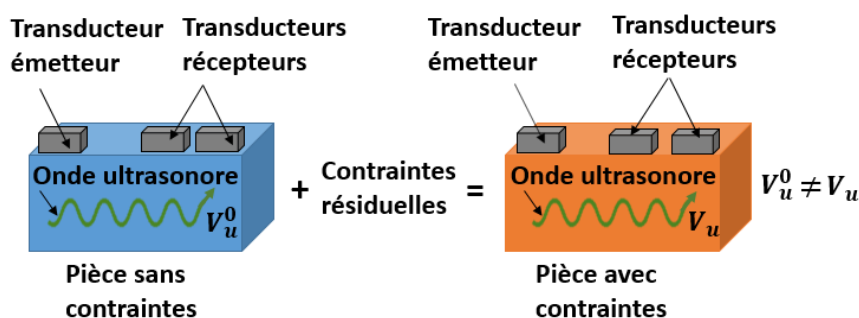


Figure A.1 .Technique de mesure des contraintes résiduelles par ultrasons.

- **Méthode magnétique ou par effet Barkhausen de mesure des σ_R**

La méthode du bruit Barkhausen ou méthode de bruit ferromagnétique est une technique non destructive qui se limite aux matériaux ferromagnétiques. Cette méthode consiste à appliquer un champ magnétique alternatif d'excitation H à la pièce à contrôler. La pièce va subir une magnétisation macroscopique ou un cycle d'hystérésis dû aux déplacements des parois de Bloch (Figure A.2 (a)). Ces déplacements provoquent une variation du flux magnétique mesuré par une sonde magnétique (Figure A.2 (b)). Les parois de Bloch en mouvement sont freinées par la présence des contraintes résiduelles et de la microstructure de la pièce contrôlée (discontinuité de structure, défauts, taille des grains, phases présentes, etc).

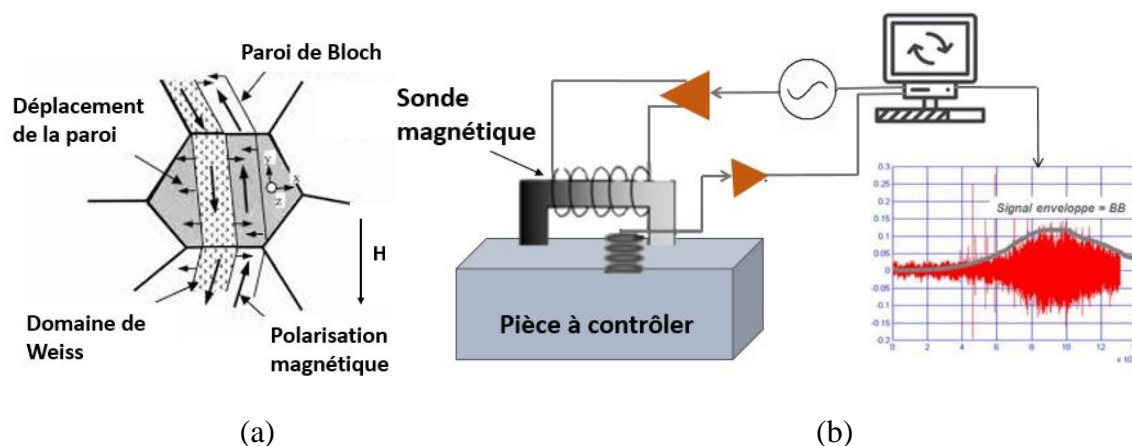


Figure A.2. (a) Illustration de la paroi de Bloch, (b) Principe de mesure par la méthode du bruit de Barkhausen.

- **Technique de détermination des σ_R par diffraction des rayons X**

Il s'agit d'une technique non destructive qui permet de mesurer les contraintes résiduelles à la surface par diffraction des rayons X. Cette technique est réservée aux matériaux polycristallins. La méthode de mesure par diffraction des rayons X consiste à envoyer sur la surface de la pièce à caractériser un faisceau de rayons X avec un diamètre de quelques millimètres qui vont par la suite être diffractés (Figure A.3). L'angle de diffraction obtenu θ est lié à la distance entre les plans atomiques du matériau définis par les indices de Miller (hkl) et à la longueur d'onde λ du rayon X. La loi de Bragg, Eq A-1 exprime ces relations. La modification de cette distance induit l'existence des contraintes résiduelles de compression ou de traction. La valeur des angles de diffraction et la connaissance de la longueur d'onde du Rayon X permettent de déterminer la distance inter-réticulaire d_{hkl} . Connaissant cette distance d_{0hkl} lorsque le matériau est dépourvu de contrainte résiduelle, il est alors possible de déterminer la déformation ε dans la direction de mesure, Eq A-2. La loi de comportement élastique permet de déterminer la contrainte résiduelle dans cette direction. En pratique, le déplacement du pic de diffraction indique la variation des distances inter-réticulaires d_{hkl} avec différentes orientations ainsi que les déformations élastiques associées.

$$n \lambda = 2 d_{hkl} \sin \theta \quad (\text{A-1})$$

Sachant que, n est un entier naturel et λ est la longueur d'onde du rayon X.

$$\varepsilon = \frac{d_{hkl} - d_{0hkl}}{d_{0hkl}} \quad (\text{A-2})$$

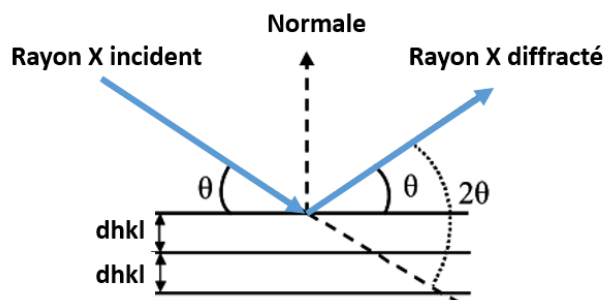


Figure A.3. Illustration de la loi de Bragg.

Pour obtenir un gradient de contrainte, il est nécessaire de faire des déterminations à différentes profondeurs obtenues par électroérosion. Dès lors que des gradients sont effectués la pièce subit des enlèvements de matière couche par couche et donc cette méthode ne peut plus être considérée comme une technique non-destructive. Elle est, néanmoins considérée comme telle car la plupart des déterminations se fait en surface et, dans ce cas, aucune détérioration de surface n'est occasionnée.

- **Technique de détermination des σ_R par les courants de Foucault**

Le contrôle des contraintes résiduelles par courant de Foucault indique la conductivité électrique du matériau sachant que celle-ci est modifiée en présence de contraintes mécaniques. Par exemple pour une contrainte de compression, la conductivité électrique augmente. Afin de mesurer les contraintes résiduelles en profondeur (Figure A.4) il suffit d'ajuster la fréquence.

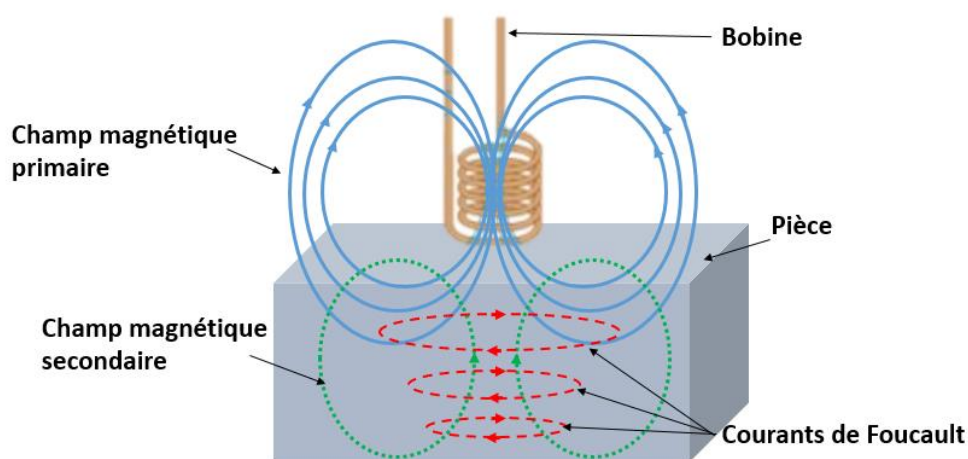


Figure A.4. Principe de mesure des contraintes résiduelles par les courants de Foucault.

- **Technique de détermination des σ_R par diffraction des faisceaux neutrons**

La méthode de mesure par diffraction des faisceaux de neutrons ressemble à la technique DRX (Deleuze, 2010) vu que les deux sont des techniques non destructives et se base sur le

principe de diffraction par la loi de Bragg (Figure A.5). Le faisceau de neutron rencontre la pièce puis il est diffracté suivant un angle bien déterminé correspondant à une distance d (distance entre atomes) modifiée par la présence des contraintes résiduelles. En modifiant la position de la pièce il est possible d'avoir l'état des contraintes en 3D.

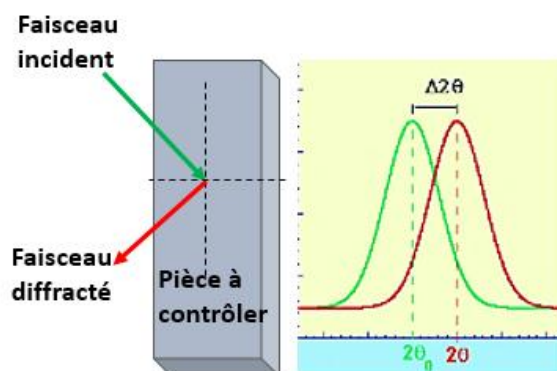


Figure A.5. Méthode de mesure des contraintes résiduelles par diffraction des neutrons.

Cette méthode permet de réaliser des gradients de contraintes résiduelles en profondeurs sans enlever de la matière couche par couche. C'est une méthode entièrement non-destructif.

b. Les techniques destructives

- **Technique de détermination des σ_R par trou incrémental**

C'est une méthode destructive de mesure des contraintes résiduelles en surface et en sous couche allant jusqu'à quelques millimètres par perçage incrémental. Un pont de jauges de déformation permet de suivre les déformations pendant le perçage. En pratique un trou est percé avec des pas de quelques dizaines de micromètres au milieu d'une rosette colée à la surface de la pièce (Figure A.6). À chaque incrément, si les contraintes résiduelles sont compressives une déformation positive est enregistrée alors que si elles sont de traction une déformation négative est enregistrée. Ces déformations enregistrées permettent de retrouver les contraintes résiduelles par calcul.

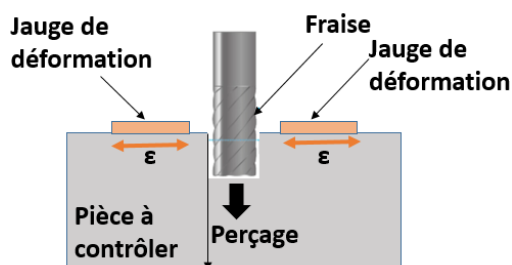


Figure A.6. Technique de mesure des σ_R par trou incrémental.

- **La méthode du contour**

Contrairement aux méthodes telles que la DRX ou celle du trou incrémental qui permettent d'avoir des résultats ponctuels des contraintes résiduelles, cette méthode permet d'avoir la cartographie complète des contraintes résiduelles de la pièce jusqu'à une profondeur qui atteint les 300 mm. La méthode des contours (Ramard et al., 2017) est une technique récente qui consiste en la découpe par électroérosion au fil la pièce selon un plan dans lequel les contraintes résiduelles sont souhaitées. Les déformées des deux surfaces obtenues dépendent de l'état des contraintes résiduelles. La mesure géométrique des micro-distorsions de ces deux surfaces par rapport au plan de coupe permet d'indiquer la présence des contraintes résiduelles. Elles sont de compression si les déformées sont négatives ou de traction pour des déformées positives. Un modèle géométrique de la surface de coupe distordue est alors réalisé. La cartographie des contraintes résiduelles est alors obtenue par simulations numériques par éléments finis en déplaçant un plan parfaitement rigide afin de rendre la surface distordue parfaitement plane et contenue dans le plan de coupe théorique de l'électroérosion (Figure A.7).

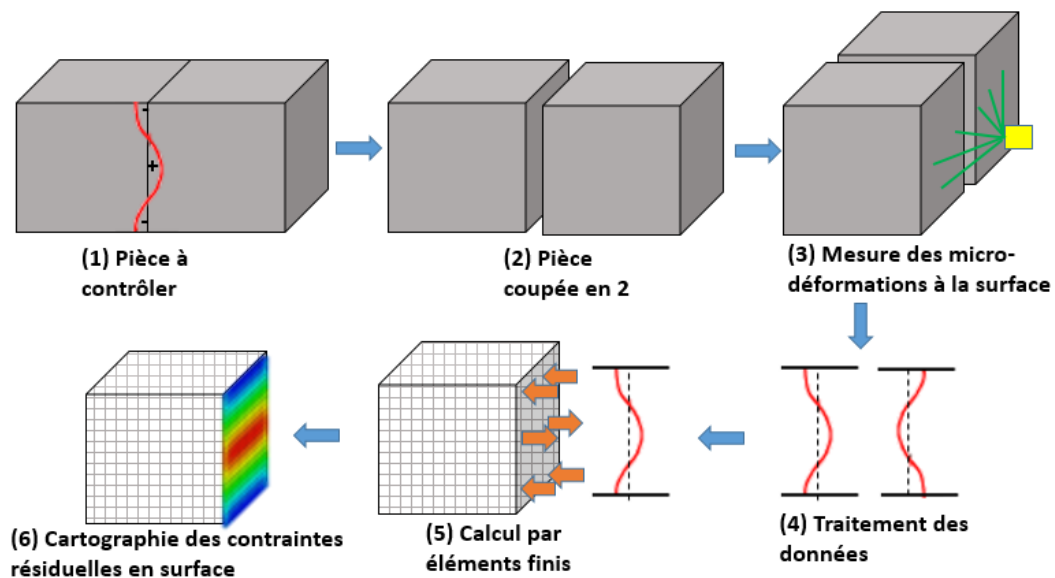


Figure A.7. Principe de mesure des contraintes résiduelles par la méthode du contour.

- **La méthode de la flèche**

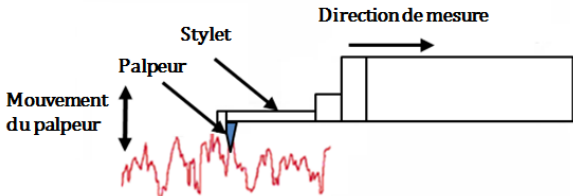
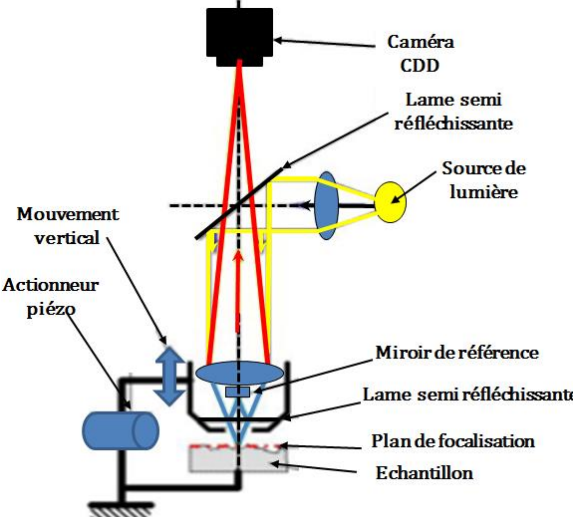
Cette technique consiste en un enlèvement de couches minces d'épaisseurs constantes de matière par un procédé d'usinage électrochimique ou usinage conventionnel par un outil coupant. À chaque retrait de matière, la forme de la pièce change et une courbure se forme. La modification de la flèche permet ainsi de remonter aux contraintes résiduelles ayant existées au cœur de la pièce (Ben dhia, 2016). Cette technique se limite à des pièces de faibles épaisseurs telles que les tôles.

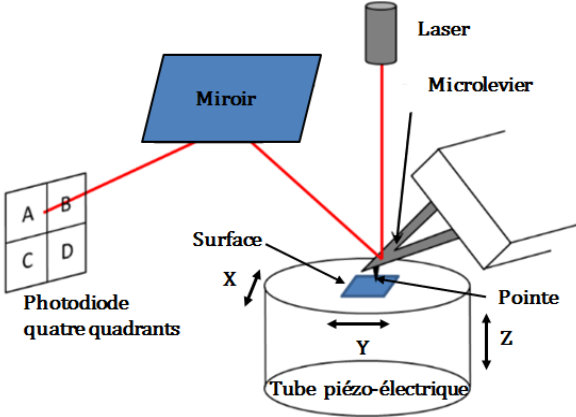
B. Annexe 2 – Moyens de caractérisation de la rugosité de surface

Un grand nombre d'appareils de mesure de la topographie des surfaces fonctionnelles existe (Tableau B.1). Ces instruments de mesure peuvent être classés en plusieurs catégories :

- Mesure avec ou sans contact : qui se font à l'aide d'un stylet à contact mécanique ou à l'aide d'un faisceau lumineux.
- Mesure 2D ou 3D : quelques méthodes de mesure se limitent à des profils de mesure 2D de la surface alors que d'autres permettent de reproduire l'état 3D de toute la surface balayée.
- L'échelle de mesure des moyens de caractérisation peut aller du micromètre au nanomètre.

Tableau B.1. Méthodes de mesure de la rugosité.

Méthode de mesure	Principe	Avantages /Inconvénients
Le palpeur mécanique	 <p>Figure B.1. Palpeur Mécanique.</p> <p>Consiste à faire déplacer un stylet muni d'un palpeur à pointe dans la direction du profil à mesurer et par la suite d'enregistrer ces mouvements verticaux.</p>	<ul style="list-style-type: none"> • Mesure avec contact • Résolution verticale à l'échelle nanométrique • Résolution latérale à l'échelle micrométrique • Profil obtenu en 2D • Perte d'information dû à la nature du contact cône/surface ou sphère/surface • Risque de rayer les surfaces
Le microscope interférométrique	 <p>Figure B.2. Principe du microscope interférométrique.</p>	<ul style="list-style-type: none"> • Mesure sans contact • Profils de toute la surface • Résolution verticale à l'échelle nanométrique • Résolution latérale limitée à quelques microns

	<p>Le principe est de mesurer l'interférence entre le signal lumineux réfléchi par l'échantillon avec celui réfléchi par le miroir. La différence de la distance parcourue par la lumière lorsqu'elle atteint la surface de l'objet permet de mesurer la rugosité.</p>	
	 <p>Figure B.3. Microscope à force atomique (AFM).</p> <p>La micropsie à force atomique (ou AFM pour Atomic Force Microscopy en anglais) est une technique de microscopie à sonde locale qui permet d'observer le relief d'une surface. Pour ceci une pointe très fine supportée par un micro levier balaye l'échantillon. La pointe très proche de la surface subit de la part de celle-ci une force attractive ou répulsive selon la distance pointe-surface mesurée par la déviation du levier. En stabilisant au cours du balayage la position de la pointe pour obtenir une déviation constante, on obtient ainsi une image iso-force de la surface qui reflète sa topographie.</p>	<ul style="list-style-type: none"> • La résolution latérale est de l'ordre de la dizaine de nanomètres • Résolution verticale est par contre de l'ordre de l'angström

École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne de Saint-Étienne

Ecole Centrale de Lyon

N° d'ordre : 2020LYSEE008

Yasmine CHARFEDDINE

DISSERTATION TITLE : CONTRIBUTION TO THE STUDY OF THE INTEGRITY OF FUNCTIONAL SURFACES INDUCED BY A COMBINED THERMOMECHANICAL-MECHANICAL PROCESS : GRINDING-BURNISHING

Speciality : Mechanical and Engineering

Keywords : Grinding, Burnishing, combined thermomechanical-mechanical process, surface integrity, 3D numerical simulations, experimentation

Abstract :

Combining grinding with burnishing called “REGAL” is a newly developed outstanding technique consisting in grinding and burnishing operating simultaneously. The purpose behind this innovative approach is to enhance the surface integrity of the workpiece obtained by REGAL if compared to grinding and burnishing performing each one apart. REGAL process is made possible thanks to the design and manufacturing of a mechanical fixing system capable of maintaining the burnishing ball next to the grinding wheel. An automated control table is needed to make small and precise lateral feeds in order to ensure high surface recovery rates obtained by the ball burnishing tool. The most influential parameters of REGAL process were identified and their impacts on surface integrity were studied in terms of forces, roughness and residual stress results. The experimental results have shown that further from gaining time and energy by combining two processes in one, REGAL process enhances drastically the quality of the surface obtained if compared to workpiece surfaces obtained after grinding and burnishing acting separately. In addition, simultaneous grinding and burnishing introduces compressive residual stress results at the surface and beneath it reaching a deeper depth than the depth obtained by burnishing at the same manufacturing conditions thanks to the physicochemical changes obtained by the simultaneous thermomechanical/purely mechanical loads applied to the workpiece. 3D numerical simulations of grinding, burnishing and REGAL were also conducted to understand the physical phenomena occurring that is responsible of getting a more compressive residual stress layer obtained by REGAL if compared to burnishing acting separately and are in adequacy with the experimental results.

École Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne de Saint-Étienne

Ecole Centrale de Lyon

N° d'ordre : 2020LYSEE008

Yasmine CHARFEDDINE

TITRE DE LA THÈSE : CONTRIBUTION A L'ÉTUDE DE L'INTÉGRITÉ DES SURFACES FONCTIONNELLES INDUITES PAR UN PROCÉDÉ THERMOMÉCANIQUE-MÉCANIQUE COMBINÉ : RECTIFICATION-GALETAGE

Spécialité : Mécanique et Ingénierie

Mots clefs : Rectification, Galetage, procédé thermomécanique-mécanique combiné, intégrité de surface, simulations numériques 3D, expérimentation

Résumé : En français

Le procédé « REGAL » est une approche originale combinant deux procédés de fabrication différents, l'un thermomécanique (la rectification) et l'autre purement mécanique (le galetage), mis en œuvre simultanément. Pour cela, des modélisations et des simulations numériques 3D des différents procédés de rectification, de galetage et de rectification/galetage combiné ont été réalisées dans le but de mieux comprendre la physique à l'origine de l'obtention d'une meilleure intégrité de surface que celle obtenue par chaque procédé agissant séparément. Une démarche expérimentale a été développée sur la rectifieuse utilisée afin de pouvoir rectifier et galeter simultanément et un système de fixation de l'outil de galetage sur la broche de la rectifieuse a été conçu et fabriqué. Par ailleurs, l'avance automatique transverse de la rectifieuse utilisée est de l'ordre du mm par cycle alors qu'elle devrait être de l'ordre du μm /cycle pour le procédé de galetage. Ainsi, pour assurer un recouvrement total en galetage, il a été nécessaire de développer un système entièrement automatisé qui se positionne sur la table de la rectifieuse et qui permet d'avoir les bonnes avances par cycle avec une précision du dixième de micromètre. Des caractérisations de plusieurs facteurs de l'intégrité de surface ont été réalisées et ont montré que le procédé REGAL peut améliorer la qualité de la surface et introduire des contraintes résiduelles en compression à une profondeur plus importante que celle obtenue par le procédé de galetage agissant seul. La détermination expérimentale des contraintes résiduelles a permis de valider et de discuter les résultats des simulations numériques obtenus.