الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
وزارة التعليم العالي و البحث العلمي

ANNABA BADJI MOKHTAR UNIVERSITY
UNIVERSITE BADJI MOKHTAR ANNABA

جـامعة باجى مختار

عنابة

Faculté des Sciences de l'ingéniorat

Département de Génie Mécanique Année : 2018

THESE

Présentée pour l'obtention du diplôme de **DOCTORAT**

Modélisation et simulation de la couche écrouie après traitement mécanique de surface

Option
Génie Mécanique

Par :

Mohamed TOURAB

Directeur de thèse : Hamid HAMADACHE Pr. Université Badji Mokhtar, Annaba

Devant le jury

Président :	L. LAOUAR	Pr.	Université Badji Mokhtar, Annaba
Examinateurs :	A. NOUR	Pr.	Université M'hamed Bougara, Boumerdès
	I. AMARA	Pr.	Université Mentouri 1, Constantine
	M.A. YALLESE	Pr.	Université 8 Mai 1945, Guelma
	A. DIB	MCA.	Université Badji Mokhtar, Annaba

ANNABA 2018


بسم الله الرحمن الرحيم

REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé au niveau du Département de Génie Mécanique de l'Université Badji Mokhtar Annaba et au Laboratoire de Recherche en Technologie Avancée en Production Mécanique (LRTAPM). Il a bénéficié de l'aide du Département de Génie Mécanique de l'Université de Boumerdès.

Je tiens à remercier vivement :

- Monsieur **H. HAMADACHE**, professeur à l'Université Badji Mokhtar de Annaba, en plus de sa disponibilité permanente, a su bien m'encadrer, m'encourager et me soutenir tout au long de ce travail ; qu'il trouve ici l'expression de ma profonde gratitude.

- Mes remerciements vont également à monsieur le professeur **L. LAOUAR** qui m'a fait l'honneur de présider le jury de soutenance.

- Messieurs les professeurs **A. NOUR, I. AMARA, M.A. YALLESE** et docteur **A. DIB** ont bien voulu accepté la laborieuse tâche d'être les rapporteurs de cette thèse. Leurs critiques et remarques m'ont été fort précieuses et je les en remercie. Ils m'ont également fait l'honneur de faire partie du jury de thèse; Qu'ils en soient encore fortement remerciés.

- Je désire également remercier tout le personnel de l'atelier B3 de l'entreprise nationale FERROVIAL, le personnel des AMM El-Hadjar ainsi que les enseignants, chercheurs et techniciens du Département de Génie Mécanique de l'Université d'Annaba et de l'Université de Boumerdès en particulier : Messieurs S**. BELHADI**, **S. AGUIB**, **H. MECHAKRA**, **N. ZERARI**, **BELLAL** et **F. TALHI** pour leur gentillesse et inestimables services tout au long de mon travail.

- Que tous les collègues et amis qui ont contribué de près ou de loin au bon déroulement de ce travail et à en faire de celui-ci un plaisir, retrouvent ici l'expression de ma parfaite considération et ma gratitude la plus sincère.

M. TOURAB

DEDICACE

Je dédie ce travail :

A la mémoire de mon père.

A ma chère mère.

A mes sœurs et mon frère qui m'ont encouragé et soutenu moralement.

A mes amis : **Khaled**, **Naouri**, **Walid**, **Salim**, **Omar**, **Yazid**, **Rafik**, **Hakim**, **Yacine**, **Said** et **Ami Moussa**, etc.

A tous les enseignants et personnels des Départements de Génie Mécanique de l'Université d'Annaba et de l'Université de Boumerdès.

M. TOURAB

Résumé

Le galetage est un procédé de formage à froid par déformation plastique superficielle qui modifie les propriétés de base des couches superficielles du matériau. Dans ce présent travail, le procédé a été appliqué sur l'acier S 355 J0 au moyen d'un dispositif spécialement conçu et fabriqué à cet effet. Les résultats expérimentaux ont révélé que l'avance, la force de galetage et la vitesse de rotation sont les paramètres les plus significatifs sur la rugosité de surface. Le nombre de passes vient s'ajouter aux autres paramètres de galetage qui influencent d'une façon significative la dureté. Une rugosité (Ra) de tournage de 2,5 µm a été réduite à 0,15 µm soit un taux de 94% alors qu'une dureté de 176 HV a été augmentée à 226 HV soit un taux de 22%. Un modèle mathématique à été entrepris à partir d'une étude statistique basée sur la méthodologie de surface de réponse en utilisant un plan d'expériences composite centré rotatable de deuxième ordre de Box Hunter pour prédire la rugosité et la dureté des couches superficielles en fonction des paramètres de galetage. Les modèles validés avec un coefficient de détermination R^2 de 93,1% pour la rugosité et R^2 de 89,8% pour la dureté sont en bonne corrélation avec les résultats expérimentaux.

Une simulation numérique par Abaqus a permis de dégager des résultats confirmant l'aptitude du galetage à induire des contraintes résiduelles de compression. Ces résultats bien réalistes s'accordent de manière adéquate avec ceux issus de la littérature où l'on souligne l'effet positif de ces contraintes dans la mesure où elles contribuent à décharger le matériau de toutes les sollicitations extérieures. Une telle incidence directe sur les propriétés mécaniques du matériau confirme l'un des atouts majeur du procédé en particulier et les traitements mécaniques en général.

Mots clés : *Acier S 355 J0 - Galetage - Rugosité - Dureté - Méthodologie de surface de réponse - Simulation numérique - Contraintes résiduelles.*

الملخص

التدميك عبارة عن عملية تصيلد انفعالي ناتج عن التشوه اللدن للطبقات السطحية للمادة حيث يغير من خصائصها القاعدية. تم في هذا العمل تطبيق عملية التدميك على الفولاذ J0 355 S باستعمال اداة مصممة ومصنعة خصيصا لهذا الغرض. كشفت نتائج التجارب أن التغذية وقوة التدميك وسرعة الدوران من أهم العوامل التي لها تأثير كبير على خشونة السطح. عدد تطبيقات اداة التدميك جآت لتضاف الى العوامل الاخرى حيث اثرت بشكل مهم على صلادة السطح. فقد تم تحسين خشونة السطح وصلادته من 2,5 مك تقريبا بعد عملية الخراطة الى 0,15 مك بعد عملية التدميك ايبنسبة 94% ومن 176 HV الى 226 HV اي بنسبة 22% على التوالي. تم استنتاج نموذج رياضي اعتمادا على دراسة إحصائية تقوم على تصميم التجارب (منهجية استجابة الأسطح) وهذا باستعمال تصميم مركب مركزي دائري من الدرجة الثانية لبوكس- هنتر الذي يسمح بإعطاء العلاقة الموجودة بين خشونة السطح وصلادته التي تمثل الطبقات السطحية للمادة بدلالة العوامل الأربعة لعملية التدميك. فقد تم اعتماد النموذجان من خلال حساب معامل التحقق لكل من خشونة السطح R^2 = 93,1% وصلادته R^2 = 89,8% حيث اتضح انهما يتطابقان جيدا مع نتائج التجارب المحصل عليها.

المحاكاة الرقمية باستعمال أباكيس مكنت من الحصول على نتائج تؤكد قدرة التدميك على إحداث اجهادات متبقية ضاغطة. هذه النتائج الواقعية تطابق بطريقة ملائمة مع تلك المذكورة في المراجع التي تأكد على التأثير الإيجابي لهذه الاجهادات من حيث أنها تساهم في تقليل من جميع الضغوط الخارجية المطبقة على المواد. هذا التأثير المباشر على الخواص الميكانيكية للمادة يؤكد واحدة من المزايا الرئيسية لعملية التدميك على وجه الخصوص والمعالجات الميكانيكية بشكل عام.

كلمات المفتاح : *الفولاذ J0 355 S* - *التدميك* - *خشونة السطح* - *صلادة السطح* - منهجية استجابة الأسطح - المحاكاة الرقمية - الاجهادات المتبقية.

Abstract

Roller burnishing is a cold working process with superficial plastic deformation that changes the basic properties of the surface layers of the material. In this work the process was applied on steel S355J0 by means of a device specially designed and manufactured for this purpose. The experimental results indicate that feed, burnishing force and speed are the most important and significant parameters to improve roughness surface. The number of passes is in addition to other parameters of burnishing has a significant effect on the hardness. The turned surface roughness about 2.5 μm was decreased to 0.15 μm with a rate of 94 %, while the hardness about 176 HV was increased to 226 HV with a rate of 22 %. Statistically based on experimental design (response surface methodology) using central composite second-order rotatable design was used to establish a mathematical model for predicting the relationship between surface roughness and microhardness characterizing the superficial layers of the material and the four roller-burnishing parameters. The validated models with coefficient of determination R^2 = 93.1% for surface roughness and R^2 = 89.8% for hardness, seem correlate well with the experimental results.

A numerical simulation by Abaqus made it possible to obtain results confirming the ability of the roller burnishing to induce residual compressive stresses. These realistic results agree well with those of the literature in which the positive effect of these stresses is emphasized insofar as they contribute to unloading the material from all external stresses. Such a direct effect on the mechanical properties of the material confirms one of the major advantages of the process in particular and the mechanical treatments in general.

Keywords: *Steel S355J0 - Roller-burnishing - Surface roughness - Superficial hardness - Response surface methodology - Numerical simulation - Residual stresses.*

LISTE DES FIGURES

CHAPITRE I

Figure I.1	Représentation schématique d'une structure atomique de l'aluminium	3
Figure I.2	Représentation d'une maille élémentaire dans un réseau cristallin	4
Figure I.3	Principales structures cristallines courantes des métaux	5
Figure I.4	Structure microscopique de la surface d'un métal usiné	7
Figure I.5	Principaux phénomènes de surface et d'interface	8
Figure I.6	Différents paramètres de la qualité de surface	8
Figure I.7	Définition schématique de quelques paramètres de rugosité	9
Figure I.8	Courbe de portance	10
Figure I.9	Principaux indenteurs utilisés pour mesurer la dureté dans les laboratoires	11
Figure I.10	Contraintes résiduelles engendrées par déformation plastique	12
Figure I.11	Définition schématique des différents ordres de contraintes pour un matériau monophasé	14
Figure I.12	Représentation d'une courbe de traction rationnelle	17
Figure I.13	Détermination du coefficient de consolidation « n » à partir de la courbe rationnelle représenté en coordonnées logarithmiques	17
Figure I.14	Principaux procédés industriels par déformation plastique	18
Figure I.15	Procédé de galetage **a)** schéma de principe **1-** surface usinée, **2-** surface galetée, **3-** galet et **F-** force de galetage, **b)** schéma des effets du galetage sur les différents paramètres d'état de la couche superficielle de la surface traitée	23
Figure I.16	Condition aux limites du procédé de galetage	24
Figure I.17	Différents dispositifs de galetage : **a-** hydrostatique, **b-** par vibration, **c-** assisté par laser et **d-** hybride	25
Figure I.18	Différents types de galetage avec : n- rotation du galet ; F- force appliquée et a- mouvement d'avance du galet	26
Figure I.19	Différents modes de galetage avec : **a-** Entre pointe, **b-** Sans centre, **c-** En plongée et **d-** En enfilade	27
Figure I.20	Effet de la force de galetage : **a-** sur le procédé, **b-** sur la section transversal d'un alliage de Titanuim et **c-** sur la profondeur de la surface traitée d'un alliage de Titanuim	28
Figure I.21	Effet de la force de galetage sur les paramètres d'état de la surface traité : **a-** sur la rugosité de surface d'un alliage Al-Cu, **b-** sur la dureté de surface d'un alliage Al-Cu et **c-** sur les contraintes résiduelles induites d'un acier inoxydable 15-5PH	29
Figure I.22	Effet de l'avance sur : **a-** le procédé de galetage, **b-** la rugosité d'un alliage Al-Cu, **c-** la dureté 'un acier St 37 et **d-** les contraintes résiduelles induites d'un acier inoxydable 15-5PH	30
Figure I.23	Effet de la vitesse de galetage sur : **a-** la rugosité de surface d'un alliage Al-Cu, **b-** la dureté de surface d'un acier St 37 et **c-** sur les contraintes résiduelles induites d'un acier inoxydable 15-5PH	31
Figure I.24	Effet du nombre de passes de l'outil de galetage sur : **a-** la rugosité de surface, **b-** la dureté de surface et **c-** sur les contraintes résiduelles induites d'un acier inoxydable 15-5PH	32
Figure I.25	Effet de la rugosité de surface initiale sur : **a-** la rugosité de surface finale Ra_f	33

et **b-** l'augmentation dans la dureté de surface ΔHV pour un matériau en bronze

Figure I.26 Effet de la dureté initiale sur : **a-** réduction dans la rugosité de surface ΔRa et **b-** la quantité totale d'augmentation de la dureté de surface ΔHV pour un alliage Al-Cu 33

Figure I.27 Effet de diamètre de la bille de galetage sur : **a-** la rugosité de surface finale ΔRa, **b-** la dureté de surface finale ΔHV et **c-** la perde de masse 34

Figure I.28 Effet de la viscosité cinématique du lubrifiant sur : **a-** la réduction de la rugosité de surface ΔRa et **b-** la quantité d'augmentation de la dureté de surface ΔHV 35

Figure I.29 Profil de rugosité de surface obtenu après **a)** tournage et **b)** tournage + galetage à bille 36

Figure I.30 Comparaison du taux de portance entre le galetage et la rectification 37

Figure I.31 Pourcentage d'augmentation de la dureté de surface 38

Figure I.32 Procédé de galetage par une lunette à suivre d'un tour classique avec : **a)** lunette à suivre et **b)** outil de galetage à bille 39

Figure I.33 Profile comparatif de défaut de circularité par : **a)** polissage électrochimique DC = 12,14 μm et **b)** polissage électrochimique et galetage DC = 3,32 μm 39

Figure I.34 Effet des contraintes résiduelles induites par le procédé de galetage sur les performances des matériaux 40

Figure I.35 Effet du galetage sur : **a)** profil de distribution des contraintes résiduelles induites après galetage (RB) et grenaillage (SP) et **b)** longueur de propagation de la fissure après galetage (RB) et polissage électrolytique (Ep) 40

Figure I.36 Evolution des contraintes résiduelles en fonction de différents procédés de fabrication par enlèvement de la matière et galetage à bille 41

Figure I.37 Evolution de l'usure d'un arbre galeté et un autre trempé et rectifié en fonction des kilomètres parcourus 42

Figure I.38 Effet de la force de galetage sur la perde de poids à n = 330 tr/min, f =0,11 mm/tr, largeur de contact du galet = 1 mm (condition de contact à sec) 43

Figure I.39 Relation entre le pourcentage de perde de masse avec le temps d'immersion dans une solution solide (0,5N HCL) pour différents procédés de fabrication 44

Figure I.40 Courbes contraintes-nombre de cycles en flexion rotative 45

Figure I.41 Espace expérimental d'un plan d'expérience avec : **a-** domaine de variation d'un facteur, **b-** espace expérimental, **c-** domaine d'étude et **d-** surface de réponse 47

CHAPITRE II

Figure II.1 Facteurs d'entrée et facteurs de sortie en galetage 54

Figure II.2 Tronçonneuse métallographique « Mecatome T300 » 55

Figure II.3 Micrographie de l'acier S 355 J0 **(a)** et Microscope optique Nikon eclipse LV 100 NO **(b)** 56

Figure II.4 Géométrie et dimensions de l'éprouvette d'essai 56

Figure II.5 Tour conventionnel type « gallic 16n » 57

Figure II.6 Routage d'usinage des éprouvettes d'essais : **1-** Dressage+centrage ; **2-** Chariotage et **3-** Galetage. 59

Figure II.7 Rugosimètre portable Mitutoyo SJ-201P/R (**a**) et Montage du rugosimètre sur le tour (**b**) 60

Figure II.8	Duromètre Innovatest NEXUS 7000 (**a**) et Empreinte du pénétrateur HV après mesure (**b**)	61
Figure II.9	Outil de galetage, **a)** vue en perspective **b)** vue détaillée : **1-** corps, **2-** ressort, **3-** tige filetée, **4-** galet, **5-** chape, **6-** axe principal et **7-** vis hexagonal	62
Figure II.10	Montage expérimental du procédé de galetage : **1-** outil de galetage ; **2-** éprouvette ; **3-** contre pointe ; **4-** mandrin et **5-** porte outil	62
Figure II.11	Plan composite centré pour deux facteurs. Les points factoriels en noirs, les points en étoile en gris et les points centraux en blanc	64

CHAPITRE III

Figure III.1	Effet de la force de galetage sur la rugosité de surface	71
Figure III.2	Effet du nombre de passes de l'outil sur la rugosité de surface	72
Figure III.3	Effet de la vitesse de rotation sur la rugosité de surface	72
Figure III.4	Effet de l'avance de galetage sur la rugosité de surface	73
Figure III.5	Effet de la force de galetage et la vitesse de rotation sur la rugosité	74
Figure III.6	Effet de la force de galetage et l'avance sur la rugosité	75
Figure III.7	Effet de la vitesse de rotation et l'avance de galetage sur la rugosité	75
Figure III.8	Effet de la force de galetage sur la dureté de surface	76
Figure III.9	Effet du nombre de passes de l'outil sur la dureté de surface	77
Figure III.10	Effet de la vitesse de rotation sur dureté de surface	77
Figure III.11	Effet de l'avance de galetage sur la dureté de surface	78
Figure III.12	Effet de la force de galetage et le nombre de passes de l'outil sur la dureté	78
Figure III.13	Effet de la force de galetage et la vitesse de rotation sur la dureté	79
Figure III.14	Effet de la force de galetage et l'avance sur la dureté	80
Figure III.15	Effet de l'avance de galetage et le nombre de passes de l'outil sur la dureté	81
Figure III.16	Appareil de métrologie optique AltiSurf-500 avec **1-** Organe mesurant, **2-** Organe déplaçant, **3-** Ecran d'affichage et **4-** Echantillon de mesure	82
Figure III.17	Topographie (**a**) et rugosité 2D (**b**) de la surface après tournage (sans galetage)	83
Figure III.18	Topographie (**a**) et rugosité 2D (**b**) de la surface après galetage	83
Figure III.19	Microduromètre Innovatest série 400^{TM}	85
Figure III.20	Variation de la microdureté $HV_{0,025}$ en fonction de la profondeur sous la surface en mm des échantillons en acier S355J0 avec galetage et sans galetage	85

CHAPITRE IV

Figure IV.1	Contact outil-pièce lors du galetage	93
Figure IV.2	Efforts de contact appliqués sur la pièce. **a)** Schématisation 3D et **b)** Contrainte de compression exercée sur la pièce suivant z	94
Figure IV.3	Maillage du modèle de galetage	95
Figure IV.4	Variation des contraintes résiduelles en fonctions des déplacements dans les trois directions **a)** suivant x, **b)** suivant y et **c)** suivant z	97
Figure IV.5	Contraintes résiduelles induites dans les trois directions **a)** suivant x, **b)** suivant y et **c)** suivant z	98
Figure IV.6	Déplacements donnés dans les trois directions **a)** suivant x, **b)** suivant y et **c)** suivant z	99

LISTE DES TABLEAUX

CHAPITRE I

Tableau I.1	Définition des sept systèmes cristallins de Bravais	4
Tableau I.2	Principales propriétés des matériaux	5
Tableau I.3	Différentes origines des contraintes résiduelles pour les opérations de mise en œuvre couramment utilisées dans l'industrie	13
Tableau I.4	Influence des différents effets mis en jeu sur les propriétés fonctionnelles	20
Tableau I.5	Principaux traitements mécaniques de surface	21
Tableau I.6	Amélioration de la tenue à la fatigue-corrosion par le galetage	44

CHAPITRE II

Tableau II.1	Principaux caractéristiques du tour conventionnel « gallic 16n »	57
Tableau II.2	Géométrie de l'outil de coupe	58
Tableau II.3	Codes et niveaux de variation des paramètres du galetage	64
Tableau II.4	Matrice d'expérimentation de Box-Hunter	65

CHAPITRE III

Tableau III.1	Matrice d'expérience et résultat expérimental	68
Tableau III.2	Coefficients a_i des modèles et leurs significations	69
Tableau III.3	Test de Fisher pour la rugosité et dureté de surface	70

CHAPITRE IV

Tableau IV.1	Paramètres intervenant dans la modélisation par MEF de l'opération de galetage pour l'acier S355J0	92
Tableau IV.2	Propriétés mécaniques de l'acier S 355J0	92

TABLES DES MATIERES

NOMENCLATURE
INTRODUCTION GENERALE 1

CHAPITRE I : RECHERCHE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1. Introduction 3
I.2. Structures des solides et matériaux 4
I.2.1. Edifice cristallin 5
I.2.2. Propriétés des matériaux 5
I.3. Surfaces réelles d'un matériau 6
I.3.1. Rugosité 8
I.3.2. Dureté de surface 10
I.3.3. Contraintes résiduelles 11
I.3.3.1. Définition 12
I.3.3.2. Origines physique des contraintes résiduelles 12
I.3.3.3. Méthode de détermination des contraintes résiduelles 14
I.3.3.3.a. Méthode destructive 14
I.3.3.3.b. Méthode non destructive 15
I.4. Phénomène d'écrouissage 16
I.4.1. Principe 16
I.4.2. Classification des procédés par déformation plastique 18
I.5. Déformation plastique superficielle par traitements mécaniques 18
I.6. Galetage 22
I.6.1. Présentation du procédé 22
I.6.2. Mécanisme de la déformation plastique par galetage 23
I.6.3. Modes de galetage 26
I.6.4. Paramètres du procédé de galetage 28
I.6.5. Effets et avantages du galetage 35
I.6.5.1. Effet du galetage sur l'état de surface 36
I.6.5.2. Effet du galetage sur la dureté de surface 37
I.6.5.3. Effet du galetage sur la précision dimensionnelle et géométrique 38
I.6.5.4. Effet du galetage sur les contraintes résiduelles induites 39
I.6.5.5. Effet du galetage sur l'usure 42
I.6.5.6. Effet du galetage sur la corrosion 43
I.6.5.7. Effet du galetage sur la tenue à la Fatigue 45
I.7. Plan d'expérience 45
I.7.1. Introduction 45
I.7.2. Définition 46
I.7.3. Espace expérimental 46
I.7.4. Modèle mathématique par les plans d'expérience 47
I.7.5. Analyse de la variance « ANOVA » 48
I.7.6. Plan d'expérience et procédé de galetage 50
I.7.6.1. Méthodologie de surface de réponse 50
I.7.6.2. Méthode de Taguchi 51
I.8. Conclusion 53

CHAPITRE II : TECHNIQUE EXPERIMENTALE

II.1. Introduction 54
II.2. Matériau et techniques expérimentales 54

II.2.1. Matériau 54
II.2.2. Microstructure du matériau d'expérience 55
II.2.3. Préparation des éprouvettes d'essai 56
II.2.4. Mesure de la rugosité de surface 60
II.2.5. Mesure de la dureté de surface 60
II.3. Opération du galetage 61
II.3.1. Description de l'outil 61
II.3.2. Principe de fonctionnement de l'outil 62
II.3.3. Etalonnage (calibrage) de l'outil 63
II.4. Plan d'expérience 63
II.5. Conclusion 66

CHAPITRE III : ANALYSE ET DISCUSSION DES RESULTATS

III.1. Introduction 67
III.2. Résultats et discussion 67
III.2.1. Résultats expérimentaux 67
III.2.2 Modélisation des réponses de sortie 67
III.2.3. Discussion 70
III.3. Effet des paramètres principaux de galetage sur la rugosité 71
III.3.1. Effet de la force de galetage sur la rugosité 71
III.3.2. Effet du nombre de passes de l'outil sur la rugosité 71
III.3.3. Effet de la vitesse de rotation sur la rugosité 72
III.3.4. Effet de l'avance de galetage sur la rugosité 73
III.4. Effet des interactions des paramètres de galetage sur la rugosité 73
III.4.1. Effet la force de galetage et la vitesse de rotation sur la rugosité 73
III.4.2. Effet la force de galetage et l'avance sur la rugosité 74
III.4.3. Effet la vitesse de rotation et l'avance de galetage sur la rugosité 75
III.5. Effet des paramètres principaux de galetage sur la dureté 76
III.5.1. Effet de la force de galetage sur la dureté de surface 76
III.5.2. Effet du nombre de passes de l'outil sur la dureté 76
III.5.3. Effet de la vitesse de rotation sur la dureté 77
III.5.4. Effet de l'avance de galetage sur la dureté 78
III.6. Effet des interactions des paramètres de galetage sur la dureté 78
III.6.1. Effet la force de galetage et le nombre de passes de l'outil sur la dureté 78
III.6.2. Effet la force de galetage et la vitesse de rotation sur la dureté 79
III.6.3. Effet la force de galetage et l'avance de sur la dureté 80
III.6.4. Effet l'avance de galetage et le nombre de passes de l'outil sur la dureté 80
III.7. Effet du galetage sur la topographie et la microdureté de la surface traitée 81
III.7.1 Effet du galetage sur la topographie de la surface traitée (rugosité 3D) 81
III.7.2 Effet du galetage sur la microdureté de la surface traitée 84
III.8. Conclusion 86

CHAPITRE IV : CONTRAINTES RESIDUELLES INDUITES PAR GALETAGE

IV.1. Introduction 87
IV.2. Modélisation du comportement du matériau 87
IV.2.1. Modèles d'élasto-plasticité 87
IV.2.1.1. Modèle élastique 88
IV.2.1.2. Seuil de plasticité 88
IV.2.1.3. Loi d'écrouissage et loi d'écoulement 90
IV.2.2. Choix du modèle de comportement 91
IV.3. Modèle Éléments Finis du procédé de galetage 92

IV.3.1. Matériaux 92
IV.3.2. Géométrie 92
IV.3.3. Chargement 93
IV.3.4. Paramètres numériques (Maillage) 94
IV.3.5. Hypothèses de résolution du problème 95
IV.4. Résultats numérique et discussion 96
IV.5. Conclusion 100
CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES 101
REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES 103
ANNEXE 1 : Dessins des éléments du dispositif de galetage 111
ANNEXE 2 : Calcul des coefficients du modèle 119
ANNEXE 3 : Communications et publications 124

NOMENCLATURE

TMS	Traitement mécanique de surface.
L	Longueur de base sur laquelle sont mesurés ou calculés les paramètres élémentaires représentant la rugosité de surface.
Y_p	Hauteur d'un pic, en rugosité de surface, par rapport à la ligne moyenne.
Y_v	Profondeur d'un creux, en rugosité de surface, par rapport à la ligne moyenne.
Rp -Rv (ou Rm)	Hauteur – profondeur maxi des pics et creux, en rugosité de surface, par rapport à la ligne moyenne.
Rti (ou Ry)	Ecart entre le pic le plus haut et le creux le plus profond (Ry = Rp+Rm) sur la longueur de base, en rugosité de surface.
Rz	Hauteur des irrégularités sur dix points = moyenne des valeurs absolus des 5 Yp et 5 Yv les plus grands, sur 5 segments d'évaluation consécutifs, en rugosité de surface.
Si	Pas de saillies locales du profil, en rugosité de surface.
Smi	Pas des irrégularités du profil = longueur de la ligne moyenne contenant un pic et un creux consécutif, en rugosité de surface.
Ra	Moyenne arithmétique des écarts de profil, en rugosité de surface, par rapport à la ligne moyenne.
HRC	Nombre de duretés Rockwell.
σ	Contrainte conventionnelle de traction.
ε	Déformation conventionnelle de traction.
E	Module d'élasticité longitudinal ou module de Young.
k	Constante de la loi d'écrouissage.
σ_o	Contrainte d'élasticité en [MPa].
n	Coefficient d'écrouissage ou de consolidation.
$a_{p\ min}$	Profondeur de pénétration minimum.
ρ	Rayon de courbure.
y	Fonction du modèle mathématique.
a_0, a_i, a_{ii}, a_{ij}	Coefficients du modèle mathématique.
x_1, x_2, x_3 et x_4	Variables centrées réduites.
e	Ecart de l'erreur.
Δ	Manque d'ajustement.
σ	Erreur expérimentale.
r_i	Résidus.
$V(r_i)$	Variance des résidus.
$V(e)$	Variance des écarts.

$\mathbf{V(a_i)}$	Variance des coefficients.
$\mathbf{y_i}$	Valeur de la réponse mesurée.
$\mathbf{\hat{y}_i}$	Valeur de la réponse calculée.
$\mathbf{\bar{y}}$	Valeur moyenne des réponses mesurées.
$\mathbf{R^2}$	Coefficient de détermination.
MSR	Méthodologie de surface de réponse.
$\mathbf{L_T}$	Table orthogonale de Taguchi.
T	Nombre de lignes (essais).
n	Nombre des niveaux des facteurs.
c	Nombre de colonnes (facteurs).
$\mathbf{C_{i,j}}$	Constante d'orthogonalité des facteurs F_i et F_j.
$\mathbf{n_i n_j}$	Nombre de niveaux des facteurs F_i et F_j.
PPCM	Plus petit commun multiple.
$\mathbf{d_m}$	Degré de liberté du modèle.
N	Vitesse de rotation de galetage [tr/min].
f	Avance de galetage [mm/tr].
P	Nombre de passes de l'outil de galetage.
F	Force de galetage [Kgf].
Re	Limite élastique en traction [MPa].
Rm	Résistance à la rupture en traction [MPa].
A	Allongement en %.
KCV	Energie de Charpy sur une éprouvette en entaille forme V.
L	Longueur de l'éprouvette d'essai en [mm].
D	Diamètre de l'éprouvette d'essai en [mm].
HV	Dureté Vickers.
MOP	Machine outil-pièce.
$\mathbf{N_f}$	Nombre d'essais d'un plan factoriel complet.
$\mathbf{N_\alpha}$	Nombre d'essais en étoile sur les axes à une distance α du centre du domaine.
$\boldsymbol{\alpha}$	Nombre de points étoiles sur les faces du cubes.
$\mathbf{N_0}$	Nombre d'essais au centre du domaine choisi.
$\mathbf{HV_{0,025}}$	Microdureté Vickers d'une charge de 0,025 kgf.
MEF	Méthode des éléments finis.
$\bar{\bar{\sigma}}$	Tenseur des contraintes.
$\bar{\bar{\varepsilon}}$	Tenseur des déformations.
$\bar{\bar{C}}$	Tenseur d'ordre quatre des modules d'élasticité.

υ	Coefficient de poisson.
S_c	Surface de charge.
$\sigma_{Eq}(\bar{\bar{\sigma}})$	Contrainte équivalente.
R	Variable scalaire représentant l'état d'écrouissage du matériau.
$\dot{\varepsilon_p}$	Vitesse de déformation plastique.
$\dot{\lambda}$	Multiplicateur plastique.
$\varepsilon_{p\,Eq}$	Déformation plastique équivalente.

INTRODUCTION GENERALE

Les analyses statistiques sur les causes de la défaillance des composants mécaniques ont révélé que, dans la grande majorité des cas, la défaillance est due à la rupture de la pièce avec un amorçage en surface. La qualité de la couche superficielle est donc un facteur essentiel pour l'intégrité mécanique des structures mécaniques. En effet, les zones superficielles sont souvent les plus sollicitées à causes des concentrations de contraintes imposées par la géométrie d'une pièce mécanique qui possède des trous, des entailles et autres discontinuités géométriques. En plus, à l'exception des sollicitations mécaniques par contact, les contraintes d'origines mécaniques et thermomécaniques sont très souvent maximales en surface, on peut citer la flexion, la torsion et le choc thermique. Même pour une sollicitation en traction, les rugosités en surface génèrent des concentrations de contraintes locales qui font augmenter le niveau de contraintes mécaniques. La surface d'une pièce mécanique est aussi une zone de contact avec l'environnement hostile comme l'air, pour des problèmes d'oxydation, et le milieu corrosif. Elle est également la partie d'une pièce où se produisent les phénomènes de fretting, d'usure et de frottement, de grippage et de matage. Combinant tous les facteurs défavorables, la surface d'une pièce mécanique est une zone particulièrement vulnérable qui intéresse les mécaniciens pour la conception mécanique et les spécialistes de matériaux pour améliorer les performances mécaniques globales. Pour améliorer les propriétés de surface afin d'augmenter la tenue en service des pièces métalliques, plusieurs démarches sont possibles. La première consiste à changer les conditions de fonctionnement en modifiant le chargement et/ou le milieu, cette approche conduit à la conception d'une nouvelle pièce ou d'un nouvel ensemble avec le risque de ne pouvoir éliminer tous les problèmes à l'origine de sa faible longévité. Une telle attitude peut se révéler économiquement irrecevable. La deuxième consiste à rechercher un matériau mieux adapté aux sollicitations et au milieu. Il n'y a pas dans ce cas de nouvelles études de pièce, le coût est alors réduit, mais de nouveaux problèmes peuvent apparaître, par exemple, en améliorant la limite d'endurance on peut dégrader d'autres propriétés comme la résistance au choc ou la déformabilité. La troisième qui paraît la plus sage et la moins coûteuse, consiste à améliorer les propriétés locales du matériau par mise en contrainte de compression des zones les plus sollicitées telles que les couches superficielles de la pièce. En outre, dans beaucoup de cas, l'introduction de contraintes résiduelles de compression superficielle est associée à une augmentation de la dureté et de la limite d'endurance du matériau ce qui justifie d'autant plus une telle approche.

Tout le problème réside dans le choix du procédé le mieux adapté et le plus efficace à long terme. Les traitements mécaniques de surface (TMS) constituent un des moyens curatifs permettant de se prémunir contre les effets néfastes d'une surcharge au sens large du terme par l'amélioration des propriétés des couches superficielles des pièces mécaniques.

En effet, ces traitements permettent souvent de remplacer, avec profit, d'un point de vue aussi bien mécanique qu'économique, un matériau de hautes performances et donc plus délicat et plus coûteux à élaborer.

Les TMS sont des procédés de mise en œuvre des matériaux par une action combinée de durcissement superficiel, de modification structurale et d'introduction de contraintes

résiduelles de compression grâce à une déformation plastique hétérogène à la surface des composants mécaniques. Les traitements les plus utilisés sont le grenaillage de précontrainte, le galetage, le martelage, le choc laser. Parmi ces procédés, le galetage en constitue le procédé le plus répandu dans la fabrication mécanique. L'aptitude à la déformation des matériaux est primordiale pour faire du galetage une opération efficace vis à vis de la modification des caractéristiques mécaniques et géométriques de base telles que la dureté superficielle et la rugosité de surface. C'est dans ce contexte que ce situe notre travail à travers lequel une investigation sera entreprise pour élucider l'influence des paramètres de travail sur les réponses de sortie aussi bien technique que technologique lors du galetage d'un acier non allié S 355 J0. Il serait aussi question de modéliser et simuler la couche écrouie après traitement. La validation du modèle et l'optimisation des réponses de sortie fait de plus en plus l'objet d'une étude statistique par l'application des plans d'expériences (méthodologie de surface de réponse) tel que celui composite centré rotatable de deuxième ordre de Box-Hunter.

Le premier chapitre a été consacré à une étude bibliographique afin de révéler les différents travaux de recherche qui ont été réalisés dans ce domaine ainsi que les principales conclusions déduites. Concernant le deuxième chapitre un choix du plan d'expérience convenable à ce travail a été établit ainsi que la description de la partie expérimentale. Un troisième chapitre est destiné pour l'analyse et la discussion des résultats. Le dernier volet de ce travail a été détaillé dans le quatrième chapitre. La lumière sera faite sur les contraintes résiduelles induites par le galetage. Cette investigation sera menée à travers une simulation numérique de la couche écrouie de l'acier S 355 J0. Enfin, le travail est sanctionné par une conclusion générale et perspective.

Chapitre I

Recherche bibliographique

CHAPITRE I : RECHERCHE BIBLIOGRAPHIQUE

I.1. Introduction

La matière représente l'élément principal dans l'évolution industrielle, elle peut être sous différents états tels que l'état gazeux, liquide ou solide. Un métal généralement utilisé à l'état solide est formé d'une multitude de petits volumes polyédriques appelés grains dont la taille varie, en général, de 2 à 20 µm, et qui sont limités par des surfaces appelées joints de grains. Les rassemblements granulaires sont bien mis en évidence par microscopie à balayage électronique ou par microscope optique.

Chaque grain est un empilement de mailles que forment les atomes métalliques appelés communément réseau cristallin ou structure atomique. L'atome est formé d'un noyau et d'un nuage d'électrons (Fig. I.1), le noyau est formé de deux particules nucléaires fondamentales qui sont : le proton auquel est fixée une charge électrique positive et le neutron qui ne porte aucune charge. Tous deux ont approximativement la même masse et leur nombre total fournit le poids atomique, $m_p \approx m_n = 1{,}67 \times 10^{-19}$ kg. On trouve aussi des électrons qui gravitent autour du noyau, ils sont très légers, avec seulement le 1/2000 de la masse du proton, $m_e = 9{,}11 \times 10^{-28}$ kg, mais ils portent une charge électrique de même grandeur que ce dernier et de signe contraire. L'atome est entouré par plusieurs couches, dont la couche périphérique est la plus importante. Les éléments, qui ont cette couche saturée, sont très stables tels que les gaz rares (hélium, néon, etc.). Les autres éléments peuvent acquérir cette structure stable soit :

- En perdant des électrons : les métaux (Mg, Al, Fe….).
- En gagnant des électrons : les non-métaux (Cl, O….).

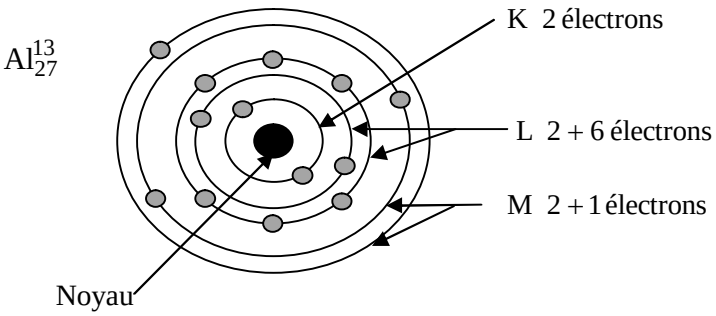


Figure I.1. Représentation schématique d'une structure atomique de l'aluminium.

Les liaisons interatomiques sont directement reliées à cette couche périphérique, elles sont principalement de type ionique, covalente, métallique **[1]**, et entraînent des caractéristiques spécifiques des différents matériaux.

I.2. Structures des solides et matériaux

Un monocristal, géométriquement parfait, est un ensemble d'ions régulièrement répartis dans l'espace. Pour décrire cet arrangement, on définit un réseau cristallin par un ensemble de nœuds obtenus à partir d'une maille élémentaire répétitive avec une périodicité tridimensionnelle. La maille élémentaire est définie par trois vecteurs $\vec{a}, \vec{b}$ et $\vec{c}$. Après le choix d'une origine des axes (Fig. I.2), ces vecteurs sont les vecteurs de base, sur Ox, Oy, Oz et ils sont les paramètres du réseau. La position d'un nœud quelconque est donnée par le vecteur : $r = u\vec{a} + v\vec{b} + w\vec{c}$ (u, v, w entiers).

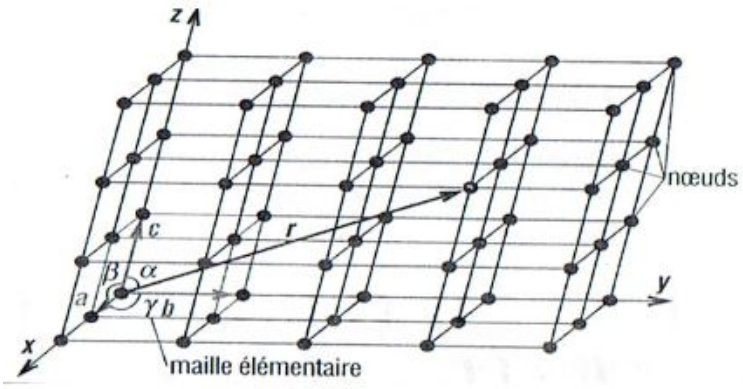


Figure I.2. Représentation d'une maille élémentaire dans un réseau cristallin **[2]**.

Tous les réseaux cristallins peuvent être décrits à partir de 7 mailles élémentaires qui définissent les 7 systèmes cristallins de Bravais décrits dans le tableau I.1 suivant :

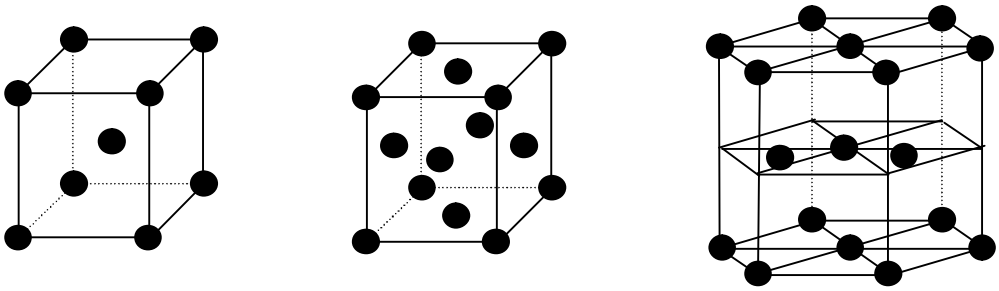
Tableau I.1. Définition des sept systèmes cristallins de Bravais **[2-4]**.

Système	$(\vec{a},\vec{b},\vec{c})$	**Exemple**
Triclinique	$a \neq b \neq c$, $\alpha \neq \beta \neq \gamma \neq \frac{\pi}{2}$	
Monoclinique	$a \neq b \neq c$, $\alpha = \gamma = \frac{\pi}{2} \neq \beta$	
Orthorhombique	$a \neq b \neq c$, $\alpha = \beta = \gamma = \frac{\pi}{2}$	Fe_3C
Quadratique	$a = b \neq c$, $\alpha = \beta = \gamma = \frac{\pi}{2}$	Martensite (aciers)
Hexagonal	$a = b \neq c$, $\alpha = \beta = \frac{\pi}{2}, \gamma = \frac{2\pi}{3}$	Zn, Mg, Be
Rhomboédrique	$a = b \neq c$, $\alpha = \beta = \gamma \neq \frac{\pi}{2}$	As, Sb, Bi
Cubique	$a = b = c$, $\alpha = \beta = \gamma = \frac{\pi}{2}$	Fe, Cu, Al, Ni

I.2.1. Edifice cristallin

Les métaux cristallisent suivant, généralement, trois principaux systèmes cristallins :

- Système cubique centré (Fig. I.3a), ce système concerne : fer α, Va, Cr, Mg, Mo, etc.
- Système cubique à face centrée (Fig. I.3b), ce système concerne : fer γ, Ni, Cu, Ag, Au, Al, Mn, etc.
- Système hexagonal compact (Fig. I.3c), ce système comprend : Zn, Mg, Be, Cd, etc.



a- Cubique centré (CC) **b**- Cubique faces centrées (CFC) **c**- Hexagonal compact (HC)

Figure I.3. Principales structures cristallines courantes des métaux **[2-4]**.

I.2.2. Propriétés des matériaux

Une grandeur, qui définit une caractéristique donnée d'un matériau, est appelée une propriété. Les propriétés d'un matériau fournissent une base pour la prévision de son comportement dans les conditions diverses ou il peut se trouver, et c'est à juste titre qu'elles sont utilisées comme des outils par les chercheurs pour résoudre les problèmes des matériaux. Les propriétés sont de différentes natures et de différents types, quelques unes sont présentées dans le tableau I.2 ci-dessous.

Tableau I.2. Principales propriétés des matériaux **[3]**.

Mécaniques	Electriques	Magnétiques	Chimiques	Physiques	Thermiques
Résistance Rigidité Plasticité Ténacité Dureté Résistance à la fatigue	Conductivité Permittivité - diélectrique Résistance électrique	Perméabilité Force - coercitive Hystérésis	Résistance à la corrosion Acidité ou alcalinité Composition - chimique	Dimension (grandeur et forme) Densité Porosité Structure	Chaleur - spécifique Dilatation - thermique Conductivité

Ces propriétés sont liées entre elles horizontalement et verticalement suivant la présentation du tableau. Les propriétés mécaniques **[1-5]**, les plus employées sont :

a. Résistance mécanique :

C'est la capacité d'un matériau de résister aux efforts mécaniques extérieurs. Bien souvent, cette grandeur est caractérisée par la résistance à la rupture « Rr » mesurée à la suite d'un essai de traction, c'est la grandeur la plus utilisée dans la majorité des pièces soumises à un chargement statique.

b. Rigidité :

Elle représente l'intervalle de la déformation élastique réversible d'une structure atomique. Cette propriété est liée aux forces interatomiques dues à la variation de distance entre les atomes, elle est caractérisée par le module d'élasticité E où la loi de Hooke est valable. Elle est mesurée suite à un essai de traction.

c. Ductilité :

Elle désigne la capacité d'un matériau à se déformer plastiquement sans se rompre, souvent désigné sous le nom de domaine plastique, cette plasticité est due au glissement irréversible entre les plans cristallographiques du matériau, autrement dit un matériau ductile, est un matériau qui peut être étiré ou allongé sans se rompre.

d. Ténacité :

C'est la capacité globale à absorber l'énergie d'une déformation, en quelque sorte, la résistance à la propagation brutale de la fissure. Cette propriété est quantifiée par la mesure de la résilience réalisée soit par un essai de traction (cas des sollicitations statistiques), soit par un essai de choc ou Charpy (cas des sollicitations dynamiques).

e. Dureté :

Elle définit la capacité d'un matériau de résister à la pénétration et à la déformation permanente par un corps dur, cette déformation peut se présenter sous forme de rayure, d'usure mécanique, ou d'empreinte. C'est une propriété de surface, elle est mesurée par des différents essais tels que : Brinell, Rockwell, Vickers, etc., suivant la nature du matériau.

f. Résistance à la fatigue :

C'est la résistance d'un matériau à une sollicitation cyclique, type traction-compression ou autre, elle est caractérisée par la limite d'endurance « σ_D » mesurée par les courbes de Wöhler.

I.3. Surfaces réelles d'un matériau

Lorsqu'on fait subir à une surface un processus de fabrication mécanique tel que l'usinage, comme le montre la figure I.4. Quelque soit le processus de coupe, il s'agit toujours d'une rupture du matériau dans une zone plastifiée, suivie de sévères perturbations du métal.

Dans le processus d'usinage, et comme indiqué sur la figure I.4, pour aller à la zone de métal intact, on doit traverser des couches physisorbées, chimisorbées, même des molécules organiques et enfin une couche écrouie contaminée. Toutes ces couches doivent être prises en compte par divers types de dégradations ou de modifications : contraintes superficielles, altérations physiques et mécaniques, réactions chimiques avec l'atmosphère environnante contrôlée ou non.

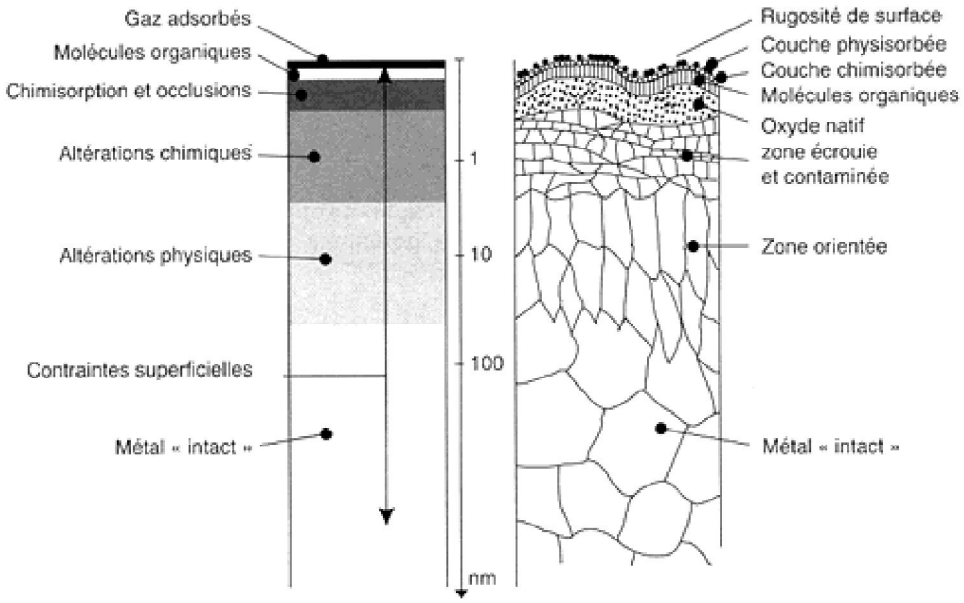


Figure I.4. Structure microscopique de la surface d'un métal usiné **[5]**.

La figure I.5 représente un schéma de diverses structures et effets observables dans les régions superficielles ou au voisinage des interfaces internes. Deux phases distinctes sont observées sur la structure microscopique d'une surface, l'une gazeuse et l'autre solide qui s'échangent les impuretés par diffusion ou croissance en remplaçant des défauts (lacunes, dislocations et ségrégations) qui se fait au niveau des interfaces.

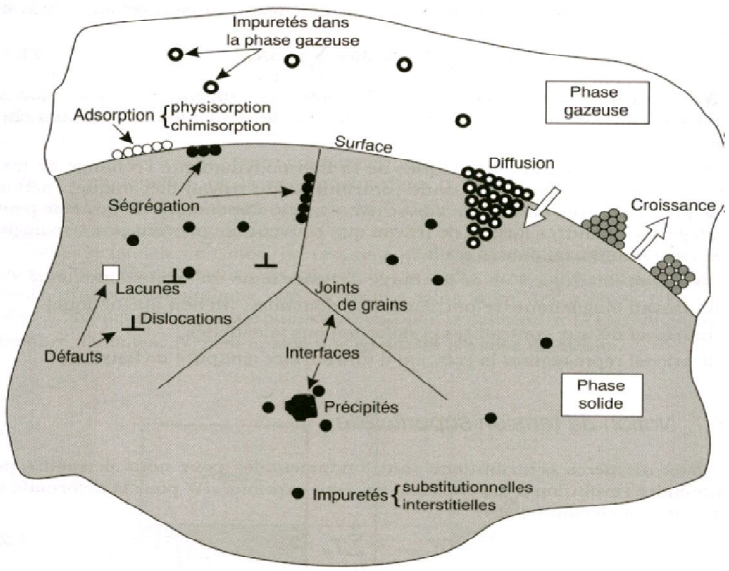


Figure I.5. Principaux phénomènes de surface et d'interface **[5]**.

En se plaçant à une échelle plus grossière la surface réelle d'un matériau est caractérisée par des paramètres géométriques et physiques tels que : écarts de forme, rugosité de la surface, dureté, contraintes résiduelles, etc.

I.3.1. Rugosité

La rugosité est la représentation des motifs géométriques élémentaires à caractère répétitif, ces motifs correspondent, par exemple, aux traces d'outil générées par l'usinage, aux impacts des projectiles sur une surface grenaillée, etc. **[3]**. La rugosité représente donc un bon paramètre de qualité de surface comme indiqué dans la figure I.6.

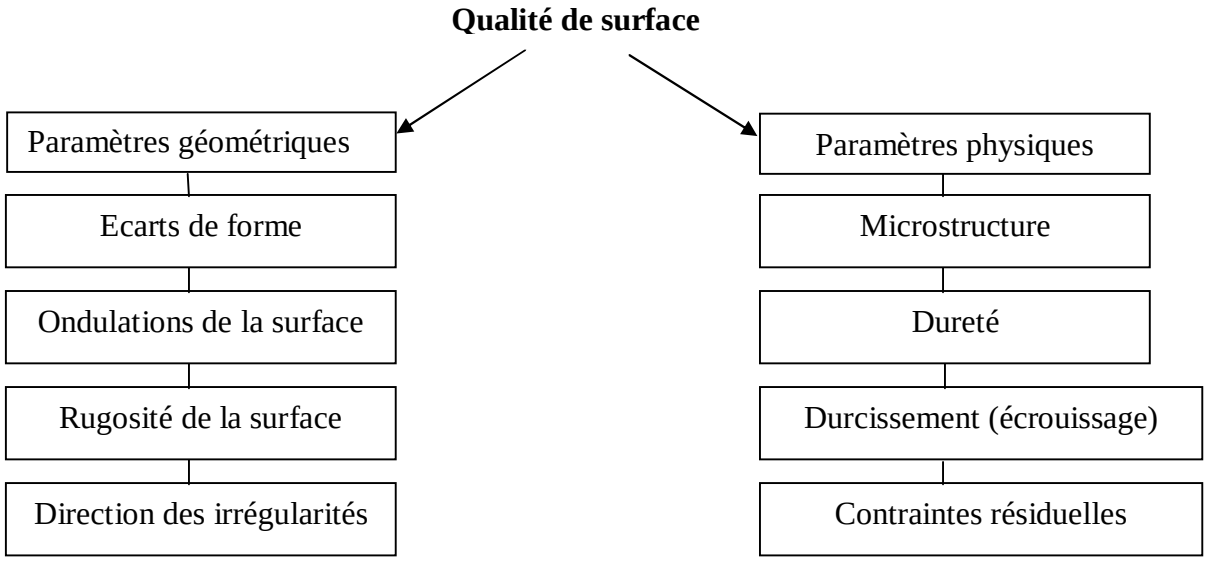


Figure I.6. Différents paramètres de la qualité de surface **[6]**.

La mesure de la rugosité permet de quantifier la grandeur des écarts géométriques (par rapport à la surface théorique), de caractériser la forme des motifs de surface et leur répartition, de prévoir quelle sera l'évolution la plus probable de la surface de contact avec celle de la hauteur des aspérités (l'effet de rodage), etc. Les paramètres d'état de surface sont obtenus au moyen d'appareils tel que le rugosimètre à palpeur ou profilomètre. Qui permet d'enregistrer le profil microgéométrique exploré suivant une longueur de contact prédéfini et d'évaluer les écarts géométriques correspondants. Par ailleurs plusieurs autres techniques d'analyse de la topographie et la mesure de différents critères de rugosité en vu le jour tels que : la technique confocale par superposition d'image des aspérités de surface ou les rugosimètres 3D basé sur le principe optique et qui permettent l'élaboration des cartes topographiques tridimensionnelles mettant en évidence les pics et les creux de rugosité.

Les paramètres d'état de surface, couramment utilisés, et leur signification sont récapitulés dans la figure I.7 (voir tableau nomenclature). Il est important de choisir les conditions de mesure du profil (localisation, orientation du plan de mesure, etc.) pour avoir accès aux valeurs représentatives des écarts géométriques qui doivent être identifiés, ce qui conduit souvent dans la pratique à réaliser plusieurs mesures.

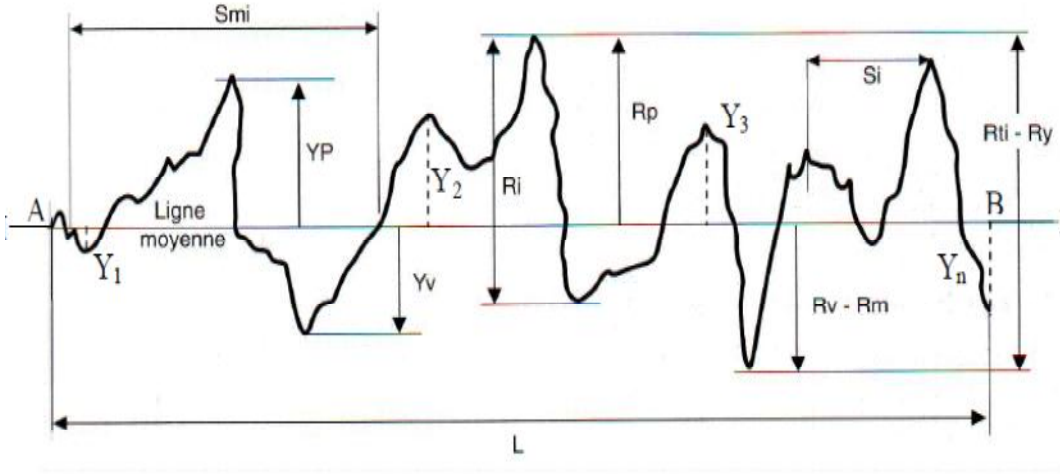


Figure I.7. Définition schématique de quelques paramètres de rugosité **[6]**.

Parmi les différents paramètres de la rugosité ou de l'état de surface, dans le domaine d'usinage, on utilise surtout les paramètres R_z et R_a ; on choisit généralement R_a parce qu'il est le plus précis et toujours le plus utilisé car il permet de classer très rapidement diverses surfaces, par exemple en fonction du procédé d'usinage **[5]**, ce qui fait sa préférence dans les travaux de laboratoire. Il est calculé d'après la formule suivante :

$$R_a = \frac{1}{L}\int_0^L |Y_i| d_x = \frac{1}{n}\sum_{i=0}^{i=n} |Y_i| \qquad \text{(I.1)}$$

Où n : nombre de distances des points successifs du profil : Y_1, Y_2, Y_3…..Y_n.

La rugosité contribue à la concentration des contraintes et à la formation des criques de fatigue, surtout dans le cas des charges alternatives **[7]**.

L'étude de la tenue à la corrosion des surfaces métalliques a permis d'établir que la corrosion et sa progression sont plus rapides si les pièces sont usinées grossièrement et comportent des rugosités importantes, surtout au droit de la concentration des contraintes **[8, 9]**. En améliorant l'état de surface, on augmente la tenue des pièces à la corrosion. Plus l'état de surface est bonne (R_a faible), plus le taux de portance (Fig. I.8) est grand **[6,8]** ce qui influe directement sur la résistance à l'usure des surfaces par l'amélioration de ce taux.

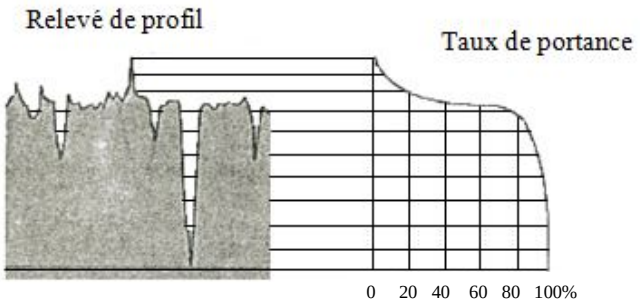


Figure I.8. Courbe de portance **[6]**.

I.3.2. Dureté de surface

La notion de dureté est très ancienne, et fut introduite lorsqu'on remarqua que certain corps avaient la faculté d'en rayer d'autres, un corps est plus dur qu'un autre s'il peut le rayer. On doit à Mohs la première échelle de dureté par rayure des minéraux **[5]**, échelle toujours utilisée par les minéralogistes. Il était logique d'adapter la même notion au niveau des matériaux, en étudiant leur résistance à la pénétration par un autre corps dur (exemple le diamant) se déplaçant, tout d'abord, parallèlement à la surface : scléromètre à rayure, puis perpendiculairement à la surface : dispositif à indentation ou pénétration. Dans cette catégorie, on peut citer les indenteurs de Brinell, Vickers, Knoop, Rockwell, etc.

Les principaux indenteurs ou pénétrateurs utilisés dans les laboratoires sont indiqués dans la figure I.9, ces différents types d'indenteurs ont été développés indépendamment les un des autres et doivent être considérés comme correspondant à des caractéristiques sans lien entre elles. Pour cette raison, on les classe plutôt comme des essais technologiques. A l'exception de l'essai de Rockwell C, dont le résultat est la profondeur de pénétration d'un diamant conique, les essais Brinell, Vickers et Knoop donnent une dureté sous forme de quotient de la force exercée par l'indenteur sur l'aire de l'empreinte, H = F/S (S : aire réelle de l'empreinte et non l'aire projetée).

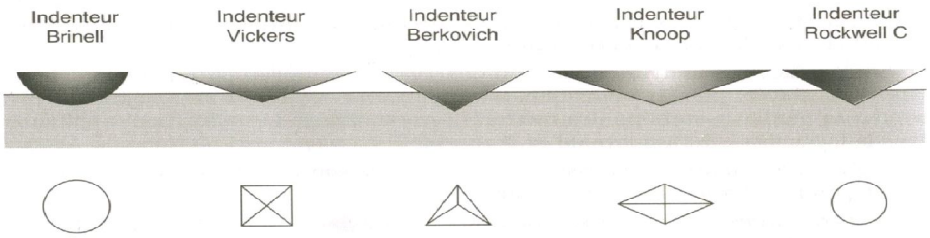


Figure I.9. Principaux pénétrateurs utilisés pour mesurer la dureté dans les laboratoires.

Par ailleurs, certaines duretés existent avec différentes échelles liées à la charge et au pénétrateur. Parmi les échelles de dureté qui ont une grande application dans le domaine des traitements mécaniques de surface, on peut citer la dureté Vickers **[10-14]** qui, en fonction du domaine de la charge utilisée, existe surtout pour la micro et la macrodureté, notions introduites en 1965 **[15]** : pour la macrodureté (charges supérieures à 3-5 kgf) pour la microdureté (charges inférieures à 100-200 gf), et pour le domaine intermédiaire la dureté est sous charge réduite. Dans les années 80 **[5,15]**, est apparu le domaine de la « nanodureté », qui correspond à des charges appliquées inférieures à 1 gf, cette technique suscite un intérêt considérable dans le domaine des films minces et des micro-objets.

En général après l'application d'un traitement mécanique tels que le galetage, le grenaillage, le brunissage et autres, la dureté de surface ou la microdureté s'améliore par rapport à l'état initial vu le phénomène d'écrouissage que subit la couche superficielle de la surface de la pièce traitée **[10-14,16]**.

La dureté influe sur la résistance à l'usure et aux frottements dus au contact des surfaces des pièces pendant leur fonctionnement, plus la dureté est bonne meilleure est la résistance aux frottements, entraînant une amélioration de la tenue à la fatigue des matériaux et par conséquence une augmentation de la durée de vie des pièces en service **[17,18]**.

I.3.3. Contraintes résiduelles

Tout procédé de fabrication introduit dans une pièce mécanique des contraintes résiduelles qui vont influencer son comportement en fatigue et même en corrosion. Les traitements mécaniques font partie d'une gamme de procédés dont le rôle est d'introduire des contraintes résiduelles de compression (Fig. I.10) **[19]**. Grace à ce champ de contraintes résiduelles favorable pour décharger les couches superficielles d'une pièce mécanique, les performances sont nettement améliorées.

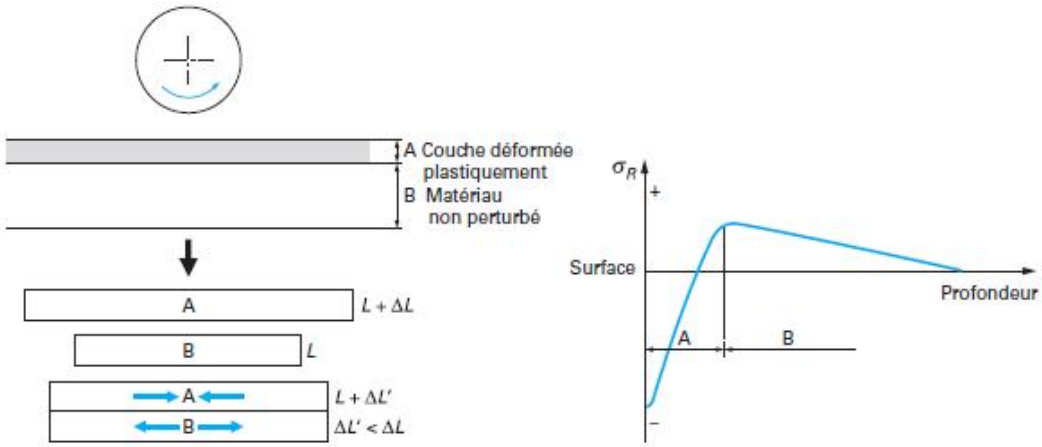


Figure I.10. Contraintes résiduelles engendrées par déformation plastique **[19]**.

I.3.3.1. Définition

On définit généralement les contraintes résiduelles comme étant les contraintes qui subsistent dans les pièces mécaniques qui ne sont soumisses à aucun effort extérieur. Ces contraintes sont en équilibre sur l'ensemble du volume que constitue un composant ou une structure mécanique **[19]**.

I.3.3.2. Origines physique des contraintes résiduelles

Les origines des contraintes résiduelles sont très diverses (Tableau. I.3), elles peuvent être séparées en trois catégories : mécanique, thermique et métallurgique **[19]**. Dans le cas des matériaux cristallins. L'introduction des contraintes résiduelles par l'intermédiaire de déformations plastiques se traduit par la formation des dislocations, l'apparition de glissement, la formation de sous-joints. En général les métaux sont polycristallins et comme tous les grains sont orientés aléatoirement, chaque grain va se déformer de manière différente.

La classification de Macherauch **[20]** permet de définir trois ordres de contraintes résiduelles :

1. Les contraintes d'ordre III. σ^{III} ou microcontraintes hétérogènes qui apparaissent à l'intérieure d'un grain et correspondent à l'hétérogénéité de déformation qui existe au voisinage des défauts cristallins (Fig. I.11), leur taille est de l'ordre de quelques dizaines de nm.

2. Les contraintes d'ordre II. σ^{II} ou microcontraintes homogènes qui sont constantes au niveau du grain (echelle du µm à une centaine de µm) et correspondent à la moyenne des contraintes d'ordre III (Fig. I.11).

3. Les contraintes d'ordre I. σ^{I} ou macrocontraintes qui sont constantes sur un grand nombre de grains et correspondent à la moyenne des contraintes d'ordre II (Fig. I.11).

Tableau I.3. Différentes origines des contraintes résiduelles pour les opérations de mise en œuvre couramment utilisées dans l'industrie **[19]**.

PROCÉDÉS	MÉCANIQUE	THERMIQUE	STRUCTURAL
Fonderie moulage	Non	Gradient de température pendant le refroidissement	Changement de phase
Grenaillage, martelage, galetage, choc laser, pliage, roulage, filage repoussage, forgeage, redressage	Déformation plastique hétérogène entre le cœur et la surface de la pièce	Non	Oui dans certain cas, une opération peut réduire la taille de grain ou générer une transformation de phase (par exemple, une transformation martensitique pour des aciers inoxydables)
Rectification, tournage, fraisage, perçage, alésage	Déformation plastique due à l'enlèvement de copeaux	Gradient de température du à l'échauffement pendant l'usinage	Transformation de phase pendant l'usinage si la température est suffisamment élevée
Trempe sans transformation de phase	Non	Gradient de température	Non
Trempe superficielle avec transformation de phase (induction, faisceau d'électrons, laser, plasma, méthodes classiques)	Non	Gradient de température	Changement de volume dû à la transformation de phase
Cémentation, nitruration	Non	Incompatibilité thermique	Nouveau composant chimique avec changement de volume
Soudage	Bridage	Gradient thermique	Modification microstructurale (ZAT)
Brasage	Incompatibilité mécanique	Incompatibilité thermique	Nouvelle phase à l'interface
Dépôt électrolytique	Incompatibilité mécanique	Incompatibilité thermique	Composition de dépôt selon les bains
Projection à chaud (plasma, laser, jet Kote)	Incompatibilité mécanique, microfissuration	Incompatibilité thermique, gradient de température	Changement de phase de dépôt
PVD, CVD	Incompatibilité mécanique	Incompatibilité thermique	Changement de phase
Composites	Incompatibilité mécanique	Incompatibilité thermique	Non

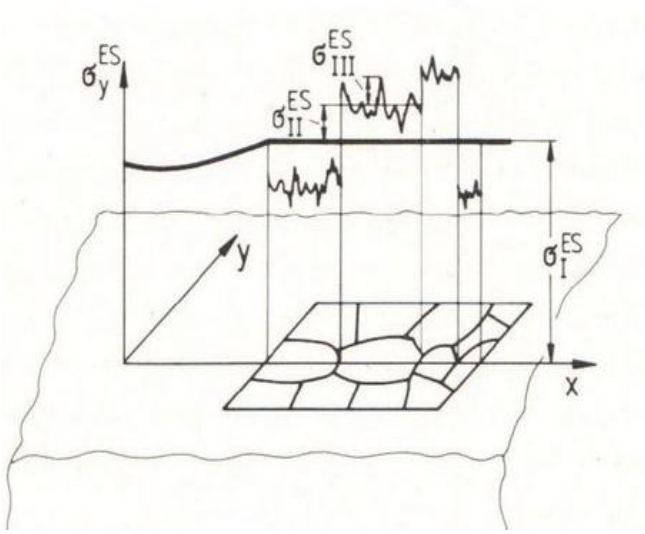


Figure I.11. Définition schématique des différents ordres de contraintes pour un matériau monophasé **[19,20]**.

I.3.3.3. Méthode de détermination des contraintes résiduelles

Avec l'état des surfaces des pièces traitées, le niveau des contraintes résiduelles est un paramètre crucial et commun de tous les traitements de surface mécaniques. C'est pourquoi diverses méthodes de mesure soit qualitatives, soit quantitatives ont été développées depuis de nombreuses années qui sont généralement classées en deux catégories :

- Méthode destructive ;
- Méthode non destructive.

I.3.3.3.a. Méthode destructive

Les méthodes ou techniques destructives consiste à détruire un champ de contraintes résiduelles qui est en équilibre en l'absence de force extérieure pour avoir un accès à ces contraintes. Citons parmi ces méthodes :

- Technique de découpage qui est basée sur la mesure de déformations pendant le découpage globale d'une pièce **[21]**.

- Méthode de Sachs qui est basée sur la mesure de déformations pendant des enlèvements successifs de plusieurs couches sur des pièces cylindriques ou sur des tubes **[22]** ;

- Méthode de la flèche qui est basée sur la mesure de la flèche d'une plaque longitudinale fine pendant des enlèvements successifs de couches par voies chimique ou électrolytique **[21,23]** ;

- Méthode de trépanage qui est basée sur la mesure des déformations pendant la réalisation d'un trépan **[21]** ;

- Méthode du trou incrémental qui est basée sur la mesure des déformations autour d'un trou pendant un perçage pas à pas du trou **[21, 24-26]** ;

- Méthode dite de compliance qui est basée sur la mesure de la déformée d'une rainure dans une structure pendant un usinage localisé **[27]** ;

- Méthode de contour qui est basée sur la mesure de la morphologie de surface (contour superficielle) d'une pièce pendant un usinage **[28]**.

I.3.3.3.b. Méthode non destructive

Les méthodes ou techniques non destructives consiste à lier les propriétés physiques ou cristallographiques du matériau à tester aux champs des contraintes résiduelles existants dans la pièce. On peu citer :

- Méthode de diffraction par rayons X et par neutrons qui est basée sur la mesure des variations des distances interatomiques liées directement au niveau des contraintes résiduelles **[21,29,30]** ;

- Méthode par ultrasons qui est basée sur la mesure du changement de la vitesse de propagation des ondes ultrasonores qui dépend de l'état de contrainte du matériau **[21,31,32]** ;

- Méthode dite « Barkhausen » qui est basée sur les déplacements des parois de Block dus au champ de contrainte (magnétostriction) et qui sont détectables par le « bruit » de Barkhausen **[21]** ;

- Méthode de la perméabilité magnétique qui est basée sur la liaison entre la perméabilité magnétique effective du matériau et les contraintes appliquées **[21]** ;

- Méthode de spectroscopie Raman qui est basée sur la modification de localisation et la forme des pics de spectre entre une pièce sans contrainte et une pièce avec contraintes **[33]** ;

- Méthode de thermographie qui est basée sur la dépendance de propriétés thermiques **[34]**.

Parmi les méthodes non destructives, seules la méthode de diffraction des rayons X est réellement la plus répandue et la plus utilisée pour les analyses quantitatives à l'échelle industrielle et scientifique pour les traitements mécaniques de surfaces **[35-38]**, par rapport aux autres méthodes comme les techniques ultrasonores et magnétiques qui sont en effet fondées sur des propriétés physiques qui ne sont pas biunivoques vis-à-vis des contraintes résiduelles. De ce fait, bien qu'étant de plus en plus développées actuellement, elles ne permettent pas encore d'effectuer des mesures précises en éliminant les paramètres perturbant comme l'effet de la modification structurale pendant le processus de génération de contraintes résiduelles. Ces techniques sont très dépendantes de la nature et de la structure du matériau

étudié, notamment de la dimension et de l'orientation des grains ; c'est pourquoi, elles n'ont été appliquées que dans des cas bien particuliers **[19]**.

I.4. Phénomène d'écrouissage

I.4.1. Principe

Dans la plupart des matériaux ductiles, lorsque la déformation plastique progresse, une contrainte de plus en plus grande est nécessaire pour que cette déformation plastique continue. Le diagramme contrainte-déformation (Fig. I.12) illustre la façon dont la contrainte augmente constamment lorsque la déformation augmente. La cause en est l'écrouissage **[2, 16]**, phénomène par lequel les propriétés mécaniques des matériaux ductiles changent, lorsqu'ils sont déformés au-delà du domaine élastique. L'écrouissage des matériaux cristallins s'explique, en grande partie, par les dislocations. Celles-ci réagissent entre elles de façon très diverses, à cause des contraintes localisées qui les entourent dans le cristal. L'écrouissage s'explique par le fait que la déformation commence dans les cristaux favorablement orientés et se poursuit difficilement dans les autres, par ailleurs les dislocations sont stoppées aux joints des grains.

En comparant l'écrouissage dans les matériaux, on peut déduire que les cristaux cubiques s'écrouissent plus rapidement que les cristaux hexagonaux **[1-4]**. Car les métaux à structure cristalline cubique faces centrées ou cubique centrée possèdent un assez grand nombre de systèmes de glissement (ensembles de plans de glissement et directions de glissement). Ces métaux sont très ductiles, car une déformation plastique prononcée est généralement possible dans les divers systèmes. Inversement, les métaux à structure hexagonale compacte sont habituellement assez fragile possède une faible ductilité car ils ont peu de systèmes de glissement actifs **[1-4]**.

Les matériaux, qui ont une structure cristalline cubique à face centrée (CFC) comme les aciers austénitiques, s'écrouissent plus rapidement que les matériaux qui ont une structure cubique centrée (CC) comme les aciers ferritiques **[16]** à cause des systèmes de glissement qu'ils possèdent **[1-4]**.

Dans les interprétations mathématiques, l'écrouissage est caractérisé par un coefficient appelé « coefficient d'écrouissage ou de consolidation » **[2]**.

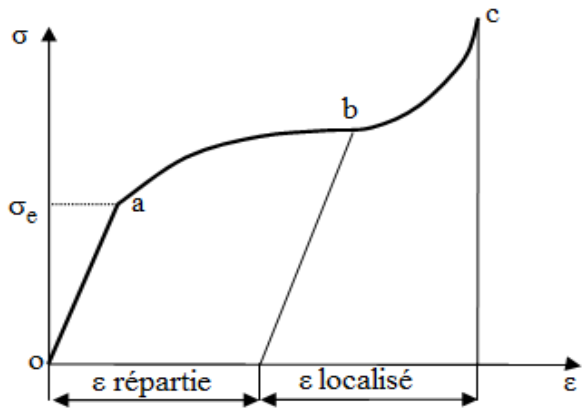


Figure I.12. Représentation d'une courbe de traction rationnelle **[1,2]**.

La portion parabolique de la courbe rationnelle (contraintes vraie, déformation vraie) (Fig. I.12) peut être mise sous forme analytique, l'expression utilisée est de la forme :

$$\sigma = \sigma_0 + k\varepsilon^n \qquad \text{(I.2)}$$

Avec : σ_0 et k constantes **(**dans le cas des aciers doux : $\sigma_0 = 0$ donc $\sigma = k\,\varepsilon^n$), n : coefficient d'écrouissage ou de consolidation **[1-4]**.

La détermination de « n » peut se faire à partir de la courbe rationnelle, ou à partir de la forme analytique par le traçage de la courbe $\text{Log}\,\sigma = f\,(\text{Log}\,\varepsilon)$ **[1]**, dont la pente donne directement n comme indiqué sur la figure I.13.

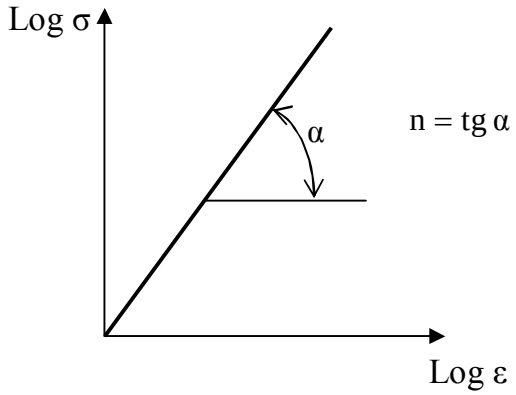


Figure I.13. Détermination du coefficient de consolidation « n » à partir de la courbe rationnelle représenté en coordonnées logarithmiques **[1,2]**.

I.4.2. Classification des procédés par déformation plastique

Plusieurs procédés par déformation plastique existent dans l'industrie, ces procédés peuvent être classés en trois classes selon les produits à obtenir (Fig. I.14) :

1. Procédés par déformation plastique pour l'obtention des produits massifs **[16]**.
2. Procédés par déformation plastique pour l'obtention des produits en feuille ou en fils **[16]**.
3. Procédés par déformation plastique superficielle ce sont, en général, les traitements mécaniques de surface **[6,19]**.

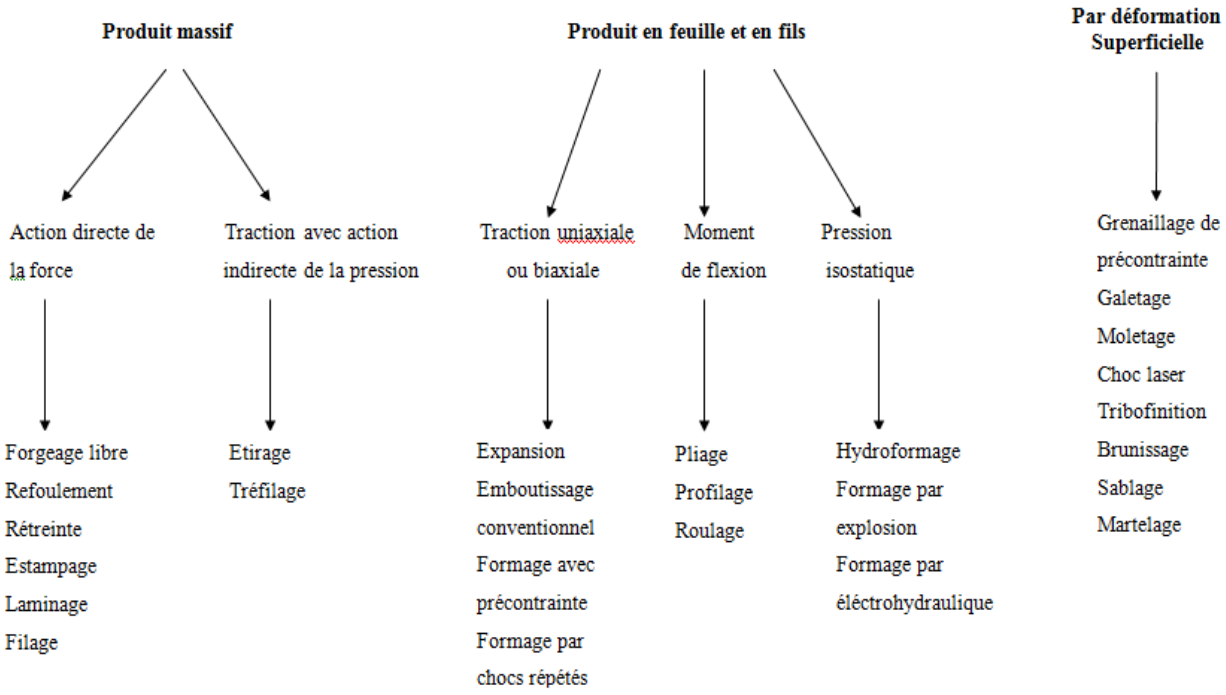


Figure I.14. Principaux procédés industriels par déformation plastique **[3,6,13,19]**.

I.5. Déformation plastique superficielle par traitements mécaniques

Le traitement mécanique de surface consiste à bonifier les caractéristiques mécaniques tribologiques : usures, pénétration, etc., et la tenue à la corrosion des matériaux, par déformation plastique des couches superficielles. Les propriétés des couches superficielles résultent donc de l'intervention simultanée, et à des degrés divers, selon les cas, des caractéristiques géométriques (macro et microgéométrie, rugosité, etc.), des caractéristiques physique et chimiques (constitution et structure métallurgiques, etc.), des caractéristiques mécaniques propres (limite d'élasticité, coefficient d'écrouissage, résistance à la rupture, dureté, etc.) et de l'état des contraintes résiduelles.

Lors de l'application des traitements mécaniques, les couches superficielles des pièces sont déformées plastiquement par une action mécanique. En fonction de la nature des matériaux et du type de procédé utilisé, plusieurs effets peuvent être observés :

- Ecrouissage (accroissement de la dureté) **[35-37,39-44]**.

- Amélioration de la rugosité, de la portance **[37,45-51]**.
- Création de contraintes résiduelles de compression (mise en précontrainte) **[35-38,52, 53]**.
- Réduction de la densité des défauts (porosités, fissures, etc.) **[36,52-54]**.
- Transformation de phase (par exemple transformation $\gamma \rightarrow \alpha$ pour les aciers austénitiques), austénite résiduelle **[17]**.

Les traitements mécaniques s'appliquent à la majorité des matériaux métalliques tels les aciers ordinaires, les aciers inoxydables, les alliages de titane, d'aluminium et d'autres.

Les transformations superficielles apportées, peuvent selon la nature des matériaux (structure, dureté), atteindre des profondeurs allant de plusieurs dixièmes jusqu'à plusieurs millimètres (Tab. I.5) **[17]**. Ces couches traitées sont utilisées pour :

- Améliorer les résistances (à la rupture, aux déformations élastique et plastique, etc.) **[52]**.
- Accroître la tenue aux fatigues et à l'usure (fatigues mécanique, de contact, de corrosion, etc., fretting corrosion, fretting fatigue, et usures abrasive, adhésive, etc.) [**55-59]**.
- Accroître la tenue à la corrosion **[40,55,60-62]**.
- Améliorer les propriétés de frottement (lubrification, coefficient de frottement, état de surface ou rugosité) **[63-73]**.

L'influence des traitements sur les propriétés mécaniques dépend du gradient des contraintes résiduelles et des profondeurs affectées. En général, ces profondeurs sont d'autant plus faibles, que les contraintes maximales de compression sont d'autant plus élevées, et par conséquences les substrats sont des matériaux à hautes caractéristiques mécaniques (dureté, résistance à la rupture, tenue à la fatigue). On peut noter à titre d'exemple que l'amélioration à la tenue à la fatigue peut être favorisée par l'introduction des contraintes résiduelles pour les matériaux à hautes caractéristiques mécaniques, alors que l'accroissement de la dureté intéresse que les matériaux à faibles caractéristiques mécaniques.

Selon le groupe H.E.F **[6]**, auteur des travaux de recherche présentés dans le tableau I.4, il existe des relations entre propriétés fonctionnelles et effets mis en jeu dans les traitements mécaniques. Il montre, en particulier, que l'influence respective des contraintes résiduelles et de l'accroissement de dureté, sur la tenue à la fatigue, dépend des caractéristiques mécaniques initiales des matériaux traités.

Tableau I.4. Influences des différents effets mis en jeu sur les propriétés fonctionnelles **[6]**.

Propriétés / Effets	↑ Tenue à la fatigue		↑ Tenue à l'usure			↑ Tenue à la fatigue corrosion	↑ Tenue à la fatigue sous tension
	Matériaux à faible caractéristiques mécaniques	Matériaux à hautes caractéristiques mécaniques	adhésive	abrasive	mécanique		
Contraintes résiduelles		*		*	*	*	*
Profondeur plastifiée	*	*		*	*	*	
Accroissement de dureté	*		*	*	*		
Modification structurale (changement de phase)	*		*			*	*
Modification topographie-rugosité	*	*			*	*	*

Du point de vue microstructure, toute action mécanique, conduisant à la déformation plastique d'un matériau, modifie la densité et l'arrangement des dislocations, par rapport à l'état initial. Le résultat est différent selon que la densité initiale des défauts est faible (matériaux de dureté initiale faible) ou que la densité initiale des défauts est élevée (matériaux de dureté initiale élevée). Dans le premier cas, la déformation plastique conduit à un durcissement et dans le second cas à un adoucissement. Dans le cas des aciers, la frontière se situe aux environs d'une dureté de 50 HRC **[17]**. La profondeur affectée par ces défauts est équivalente à celle affectée par les contraintes résiduelles de compression dans la couche (Tableau. I.5).

Tableau I.5. Principaux traitements mécaniques de surface **[17]**.

Dénomination	Mise en œuvre	Profondeur de traitement	Avantage et inconvénient
Tribofinition	Frottement	De 0.01 à 0.03 mm	Long et coûteux à réaliser
Grenaillage	Projection contrôlée de billes de différents diamètres et de différentes matières et vitesses	De 0.1 à 0.6 mm suivant le matériau et les conditions	Quelques problèmes de microdéfauts et parfois de rugosité S'adapte à toutes les géométries
Martelage	Impact d'aiguilles à extrémité sphérique	De 1 à 2 mm	Problème d'état de surface, ne s'applique qu'aux géométries simples
Galetage	Roulement d'un galet avec une forte force d'appui	De 0,3 à 3 mm	Variation dimensionnelles, nécessite une géométrie particulière
Onde de choc laser	Explosion Laser impulsionnel de très forte puissance	Jusqu'à 4 mm	S'adapte à toutes les géométries Pas de modification de l'état de surface

Les traitements mécaniques de surface « TMS » (Tableau. I.4) tels que : grenaillage, sablage, choc laser, galetage, brunissage, martelage, etc., sont un des moyens curatifs utilisés pour améliorer la tenue en service d'une pièce métallique, soumise à des sollicitations mécaniques globales, en particulier cycliques ou des actions de contacts locales, associées éventuellement à un environnement hostile. Leur principe consiste à améliorer les propriétés locales du matériau par écrouissage et d'introduire des contraintes résiduelles de compression **[36,52,74-77]** associées à une augmentation de la dureté **[39,74]** et de la limite d'endurance [**19,76,78**]. A lui seul, l'écrouissage ne suffit pas pour améliorer la tenue en service d'une pièce mécanique. Ainsi, l'état de surface constitue un autre paramètre qui joue un rôle prépondérant sur la tenue en service d'une pièce vu qu'elle est à l'origine de tous les effets néfastes qui influent sur la durée de vie des pièces tels que : concentration des contraintes, agressivité de l'environnement (corrosion) ou les différentes actions de contact susceptible d'altérer les surfaces par phénomène d'usure ou même les éventuelles contraintes résiduelles traction induites par effet mécanique ou thermique lors de l'usinage qui peuvent surcharger les éléments de structures.

I.6. Galetage

I.6.1. Présentation du procédé

Les bonnes performances d'une pièce mécanique telles que la résistance à la fatigue, la capacité de maintien à la charge de frottement, etc., dépendent, d'une manière conséquente, de sa surface surtout sa topographie, sa dureté, des natures de la contrainte et de la déformation induite sur la région de la surface. Dans les mécanismes, employés actuellement, environ 50% de l'énergie fournie sont perdus dans le frottement des éléments au cours du mouvement relatif **[12,79]**. Une bonne valeur de rugosité est plus que nécessaire pour une bonne apparition esthétique, une bonne résistance à la corrosion, et une haute résistance à la fatigue **[80,81]**.

Ces dernières années, un intérêt particulier est accordé en fabrication mécanique aux opérations de finition et le galetage peut être bien indiqué, dans des cas précis, pour améliorer les caractéristiques d'une surface par déformation plastique ou du moins sa couche superficielle. Il a été utilisé, depuis longtemps, par exemple dans la fabrication des essieux montés des wagons et des motrices de chemins de fer **[82]**. Actuellement, il s'impose dans différentes branches de l'usinage mécanique et il s'affirme de plus en plus comme une technique extrêmement intéressante et rentable. La définition des conditions du procédé pour obtenir un état de surface parfait, comme les caractéristiques et les formes des outils, la force à appliquer, les nombres de passes, etc., a été lente et difficile. Son aboutissement est le résultat d'essais méthodiques menés avec rigueur.

Le galetage est un procédé de finition par formage à froid, il déforme plastiquement les couches superficielles de la surface d'une pièce qui a subit en général un usinage par enlèvement de copeau (tournage, fraisage, etc.), son principe de travail est que la force appliquée par l'outil de galetage sur une pièce oblige les crêtes d'une surface à fluer dans les creux de cette dernière (Fig. I.15). Dans le domaine industriel, il est considéré comme étant un procédé de traitement mécanique **[6,17]**, et aussi qualifié comme un procédé de finition sans enlèvement de copeau par excellence et constituer une alternative aux procédés de finition par enlèvement de copeaux telle que la rectification jugée trop lente et onéreuse **[82-85]**. Comme il apporte des modifications sur les propriétés en surface, c'est un procédé qui présente d'autres avantages par rapport aux autres procédés de fabrication telles : la résistance à la corrosion **[13,61,60]**, la résistance à la fatigue **[10,86,87]** , la production des contraintes résiduelles de compression **[78,88,89]**, et enfin l'augmentation de la durée de vie des pièces. La figure I.15b illustre les différents paramètres d'état de surface affectée par le procédé de galetage.

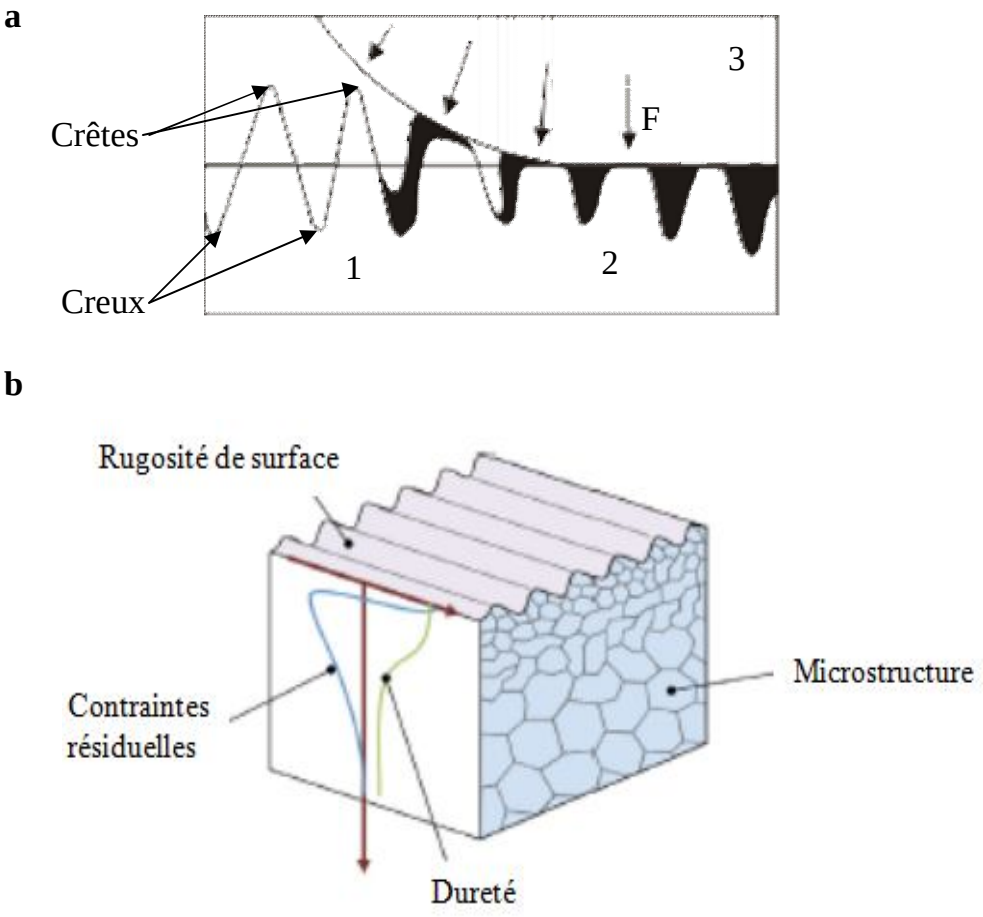


Figure I.15. Procédé de galetage **a)** schéma de principe **1-** surface usinée, **2-** surface galetée, **3-** galet et **F-** force de galetage, **b)** schéma des effets du galetage sur les différents paramètres d'état de la couche superficielle de la surface traitée **[38]**.

I.6.2. Mécanisme de la déformation plastique par galetage

Pendant le processus de coupe, l'effort appliqué varie dans la zone de coupe. Quand la profondeur de coupe est assez petite (inférieur à la valeur du copeau minimum), aucun copeau ne se forme, on est donc en présence d'un traitement mécanique de surface tel que procédé de galetage **[62]**. Une analyse a été établie en terme de contrainte causée par la partie active en forme d'arc comme est montré sur la figure I.16 afin d'étudier la condition aux limites du brunissage (galetage). Il peut être vu que l'effort appliqué sur l'arc de l'arête de coupe est la résultante de la force au bord de Fz et Fy. La force tangentielle Fz fait déplacer le métal en avance, tandis que la force normale Fy fait comprimer le métal à la surface. Quand les conditions atteignent un certain seuil, les copeaux se forment. Selon H. Luo & al **[62]** lorsque Fz > Fy, les copeaux se forment, par contre lorsque Fz < Fy le métal est comprimé dans le corps de base et aucun copeaux ne se forme. Ceci fait la distinction entre le procédé de galetage et celui de coupe. Il peut être conclu que lorsque Fz = Fy ($\Psi = 45° - \Phi$), la position de l'outil définie par le point « O » représente la condition aux limites du procédé de galetage. Ainsi, la profondeur $a_{p\ min}$ peut être définie par la relation géométrique suivante (Eq. I.3) :

$$a_{p\,min} = \rho - h = \rho(1 - \cos\psi) \quad \text{(I.3)}$$

Où ρ est le rayon de l'outil de galetage, Ψ = 45°- Φ = 45° - arctg F_f / F_n, et puisque le coefficient de frottement (F_m) est faible dans le procédé de galetage (F_m = 0,1 ~ 0,3), l'angle de frottement Φ = arctg (F_f / F_n) = arctg (0,1 ~ 0,3) = 6° ~ 17°. Il s'en suit que :

$$\Psi = 45^0 \sim \Phi = 39^o \sim 28^o \quad \text{(I.4)}$$

En Combinant les Eqs. I.3 et I.4, la plus petite profondeur de coupe ou la plus large profondeur de galetage $a_{p\,min}$ peut être obtenue par l'Eq. I.5 :

$$a_{p\,min} = \rho(1 - \cos\psi) = \rho(1 - \cos(39^o \sim 28^o) = (0{,}223 \sim 0{,}117)\rho \quad \text{(I.5)}$$

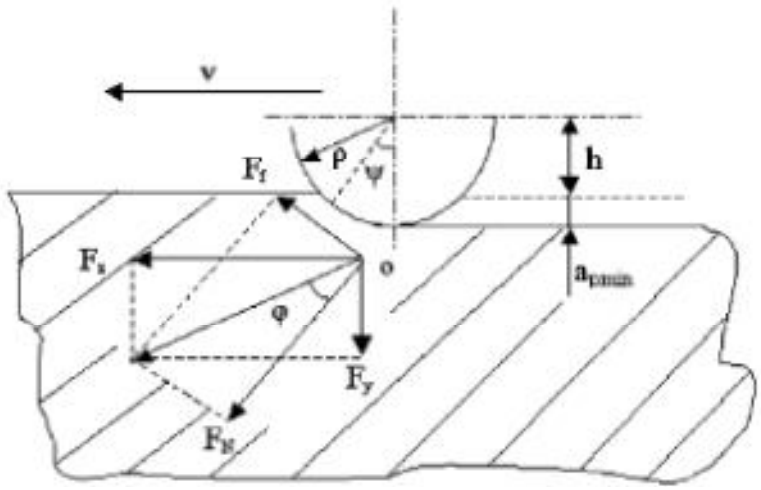


Figure I.16. Condition aux limites du procédé de galetage **[62]**.

Le galetage se fait à l'aide d'un ou plusieurs galets en acier trempé ou en carbure métallique **[43,90-92]**. Il est souvent appliqué à la surface usinée avec une force définie, lorsque les surfaces à usiner sont petites, les galets peuvent être remplacés par des billes en acier trempé ou céramique **[71,93]**. Par ailleurs, le galetage peut être opéré sur les postes d'usinages conventionnels et non conventionnels, ainsi que des machines spéciales (machine à galeter) **[82]** avec des outils (dispositifs) de plus en plus performants tel que des outils hydrostatique (Fig. I.17a) **[38]**, assistés par vibration (Fig. I.17b) **[94]**, assisté par laser (Fig. I.17c) **[43]** ou même des outils hybrides (Fig. I.17d) **[37]**.

Le galetage peut être appliqué aux différents types de matériaux d'une dureté Rockwell allant jusqu'à 42 HRC, ayant une résistance à la rupture inférieure à 130 daN/mm^2 et dont la ductilité (allongement) dépasse les 6% **[95]**. Grace à la déformation plastique qu'il confère aux couches superficielles, le galetage est largement expérimenté avec succès sur des matériaux ferreux **[35,57,96]**, des matériaux non ferreux **[97,98],** des polymères **[99]** et même les biodégradables **[100]**,

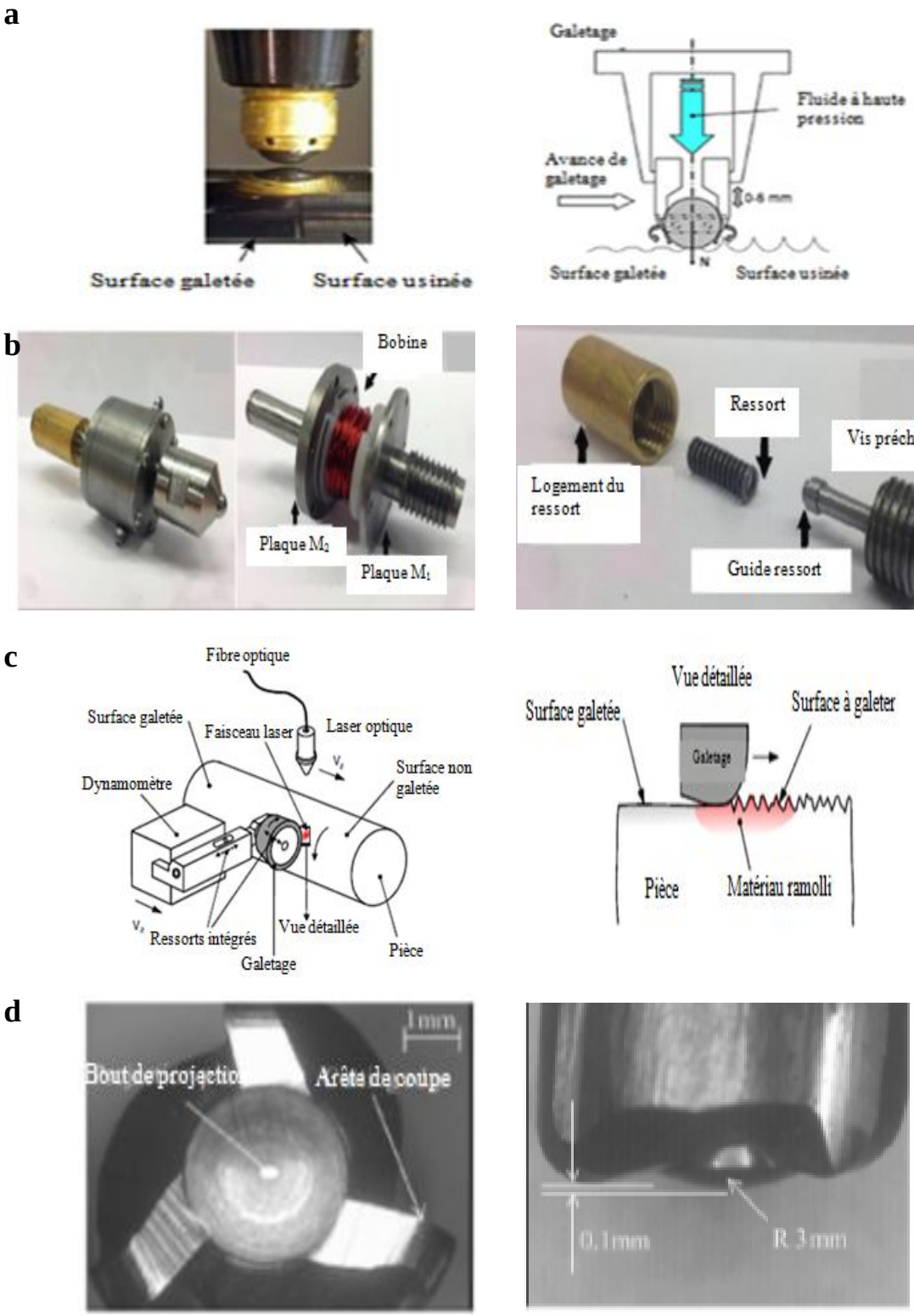


Figure I.17. Différents dispositifs de galetage : **a**- hydrostatique **[38]**, **b**- par vibration **[94]**, **c**- assisté par laser **[43]** et **d**- hybride **[37]**.

Selon les objectifs à atteindre et les buts recherchés, on distingue :

a) Le galetage de surface :

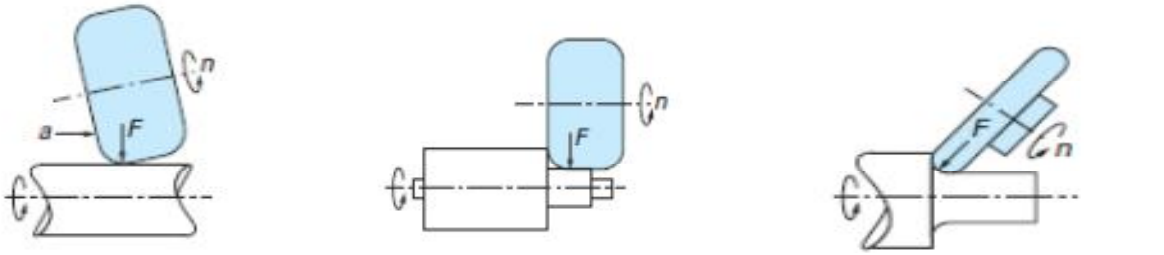
Il permet d'améliorer la surface du point de vue macro et micro géométrie (Fig. I.18a). Toutefois, la tolérance finale ne dépend pas de cette seule action mais, en premier lieu, de la valeur dimensionnelle de l'opération d'usinage de préparation tels que : tournage fin, rectification normale ou fine. Le galetage de surface est donc fonction de l'approche dimensionnelle fournie par l'ébauche **[19,82]**.

b) Le galetage dimensionnel :

Il permet d'obtenir des tolérances serrées (Fig. I.18b), toutefois ses possibilités sont, jusqu'à présent, limitées à des surfaces assez restreintes, comme les portées de roulement par exemple, à condition de respecter les normes de dureté pour certains matériaux. Dans ce cas précis, la qualité de surface ou son aspect a une importance secondaire pour l'ébauche. La tolérance se situe entre 0.1 et 0.15mm **[19,82]**.

c) Le galetage de renforcement :

Il a pour conséquence l'augmentation de la résistance à la fatigue, surtout pour les pièces soumises aux grands efforts et aux grandes charges (Fig. I.18c) **[19,82]**.



a- Galetage de surface **b-** Galetage dimensionnel **c-** Galetage de renforcement

Figure. I.18. Différents types de galetage avec : **n**- rotation du galet ; **F**- force appliquée et **a**- mouvement d'avance du galet **[19,82]**.

I.6.3. Modes de galetage

Le procédé de galetage peut être réalisé :

a) Entre pointe :

Dans ce cas, la pièce est entraînée. Un ou plusieurs galets sont appliqués sur la pièce et sont entraînés par contact sur la surface de la pièce (Fig. I.19a) **[82]**.

b) Sans centre :

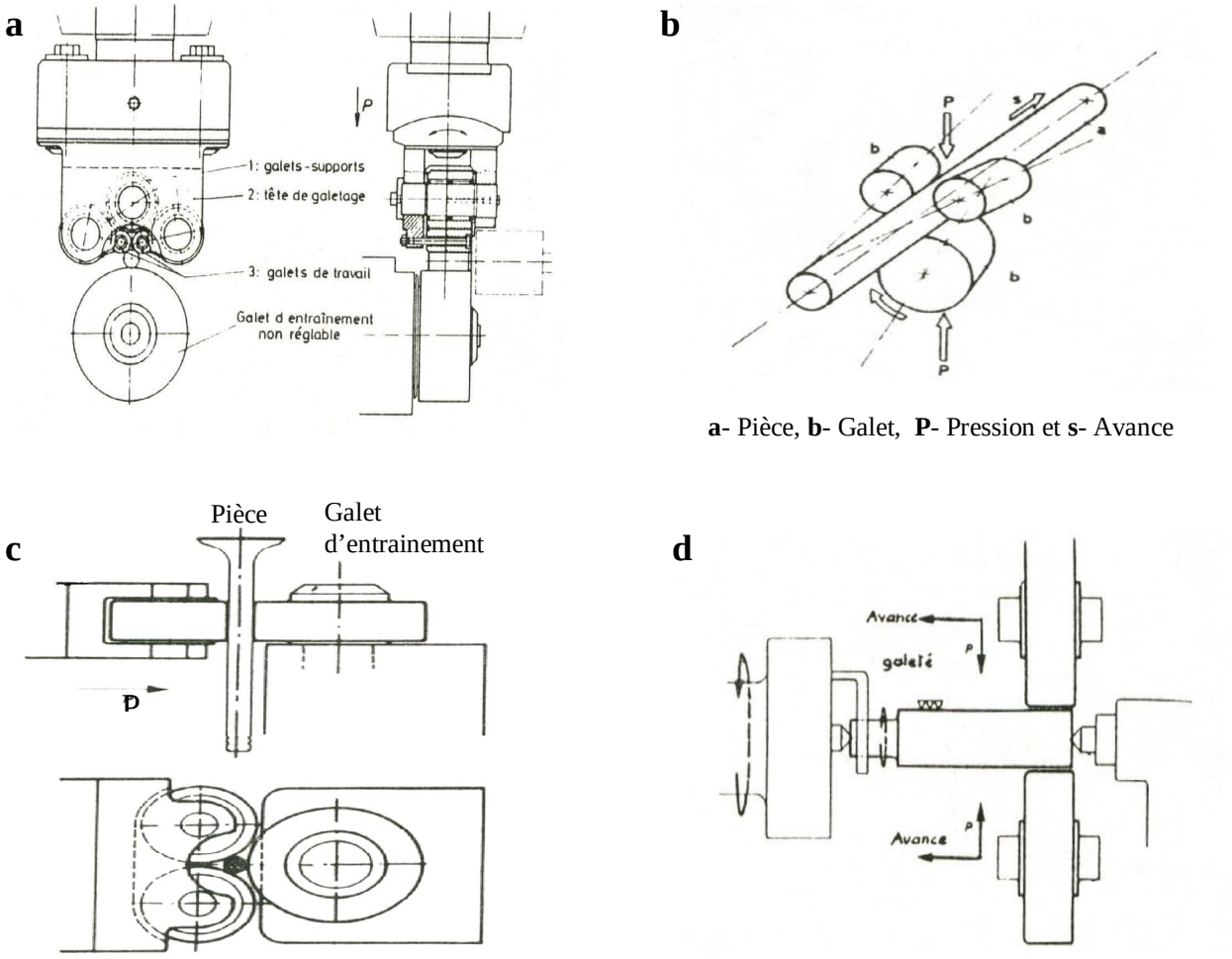
Il se fait avec trois galets qui centrent la pièce, les axes des galets sont également parallèles à la surface de la pièce et aucune avance n'est nécessaire, mais la largeur des galets doit être au moins aussi large que celle de la portée à galeter (Fig. I.19b) **[82]**.

c) En plongée :

Le dispositif comporte deux galets de travail et un galet d'entraînement. Les galets de travail de petit diamètre, prennent appuis sur des galets supports, cette disposition influence favorablement sur la concentricité et la cylindricité des pièces (Fig. I.19c) **[82]**.

d) En enfilade :

L'avance des pièces est obtenue par la position inclinée des galets. Cette avance dans toutes les machines à galeter sans centre « Heignecheidt » **[82]** peut être commandée de façon à atteindre des vitesses de 4m/min (Fig. I.19d).



a- Pièce, **b**- Galet, **P**- Pression et **s**- Avance

Figure I.19. Différents modes de galetage avec : **a**- Entre pointe, **b**- Sans centre, **c**- En plongée et **d**- En enfilade **[82]**.

I.6.4. Paramètres du procédé de galetage

Ces dernières années, plusieurs recherches ont été conduites avec les paramètres optimaux du galetage pour étudier leurs effets sur principalement la rugosité, la dureté, l'endurance du matériau et les contraintes résiduelles induites. Les paramètres les plus prépondérants sont la vitesse, l'avance, l'effort, le rayon de l'outil, le nombre de passe et la lubrification **[38,69]**. Quoique d'autres paramètres comme l'état initial de la surface, la profondeur de pénétration ou la durée du traitement sont parfois intégrés **[11,79]**.

La force de galetage est un des paramètres le plus important du procédé de galetage, l'effet de la force sur le procédé est schématisé sur la (Fig. I.20), plusieurs travaux de recherche ont été établis où la force de galetage a été considéré comme le paramètre le plus influent sur la modification apportée sur la couche superficielle du matériau traité par déformation plastique superficielle **[18]**.

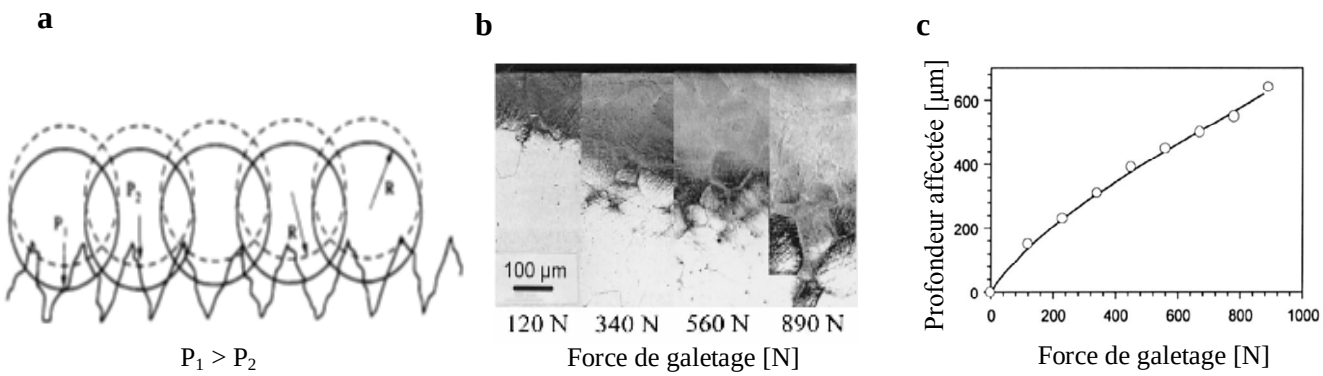


Figure I.20. Effet de la force de galetage : **a-** sur le procédé **[9]**, **b-** sur la section transversal d'un alliage de Titanuim **[18]** et **c-** sur la profondeur de la surface traitée d'un alliage de Titanuim **[18]**.

Certains travaux de recherche portant sur l'effet de la force de galetage sur la couche superficielle de différents types de matériaux ont révélé que la force de galetage diminue considérablement la rugosité de surface « Ra » (Fig. I.21a) **[9]**, augmente la dureté de surface (Fig. I.21b) **[9]** et génère des contraintes résiduelles de compression qui sont généralement favorable pour améliorer la tenue en service des pièces mécaniques (Fig. I.21c) **[38]**.

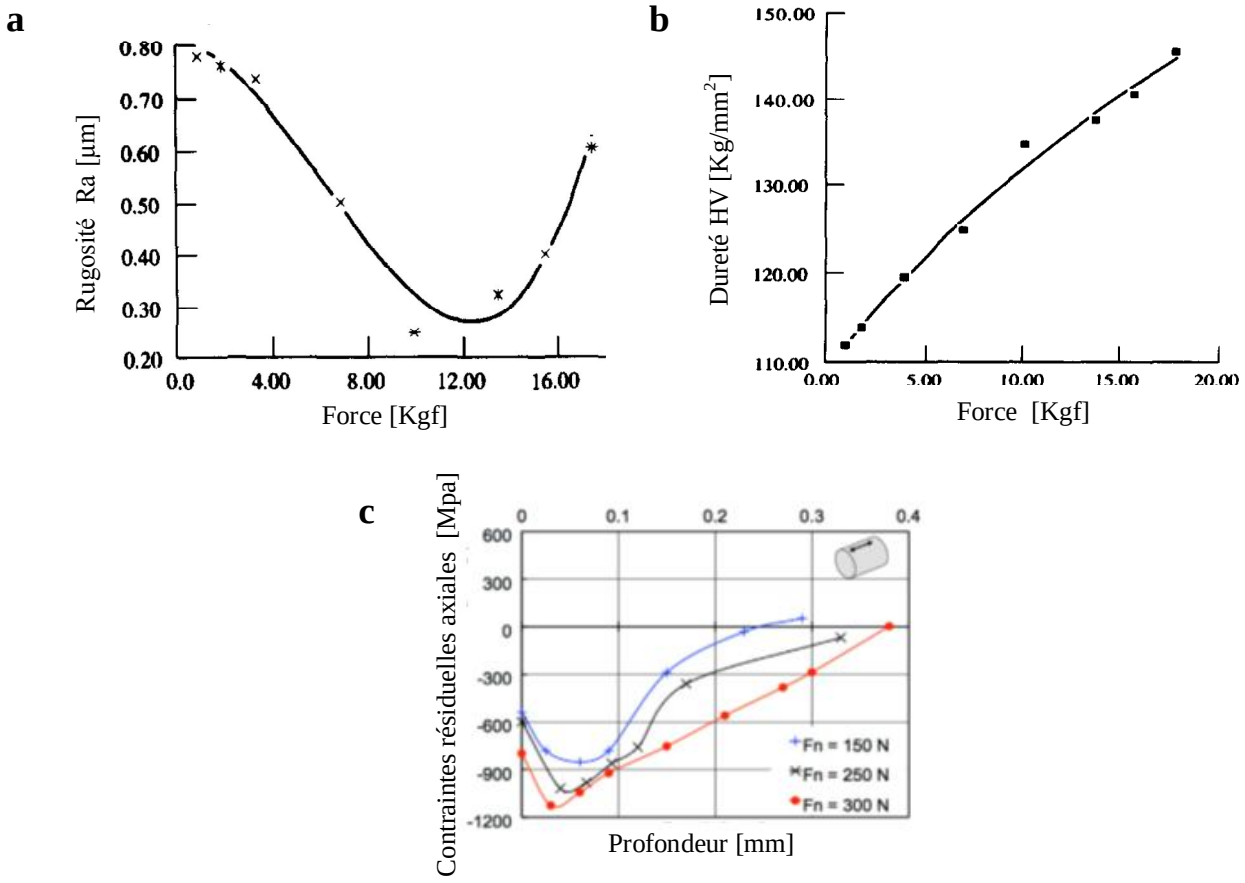


Figure I.21. Effet de la force de galetage sur les paramètres d'état de la surface traité : **a**- sur la rugosité de surface d'un alliage Al-Cu **[9]**, **b**- sur la dureté de surface d'un alliage Al-Cu **[9]** et **c**- sur les contraintes résiduelles induites d'un acier inoxydable 15-5PH **[38]**.

D'autres travaux de recherches réalisés antérieurement **[9,12,97]** ont révélé l'importance d'un autre paramètre du procédé de galetage en l'occurrence l'avance du traitement dont l'influence est capitale sur l'effet de ce dernier vis à vis les principales réponses de sortie telles que la rugosité, la dureté et les contraintes résiduelles induites (Fig. I.22).

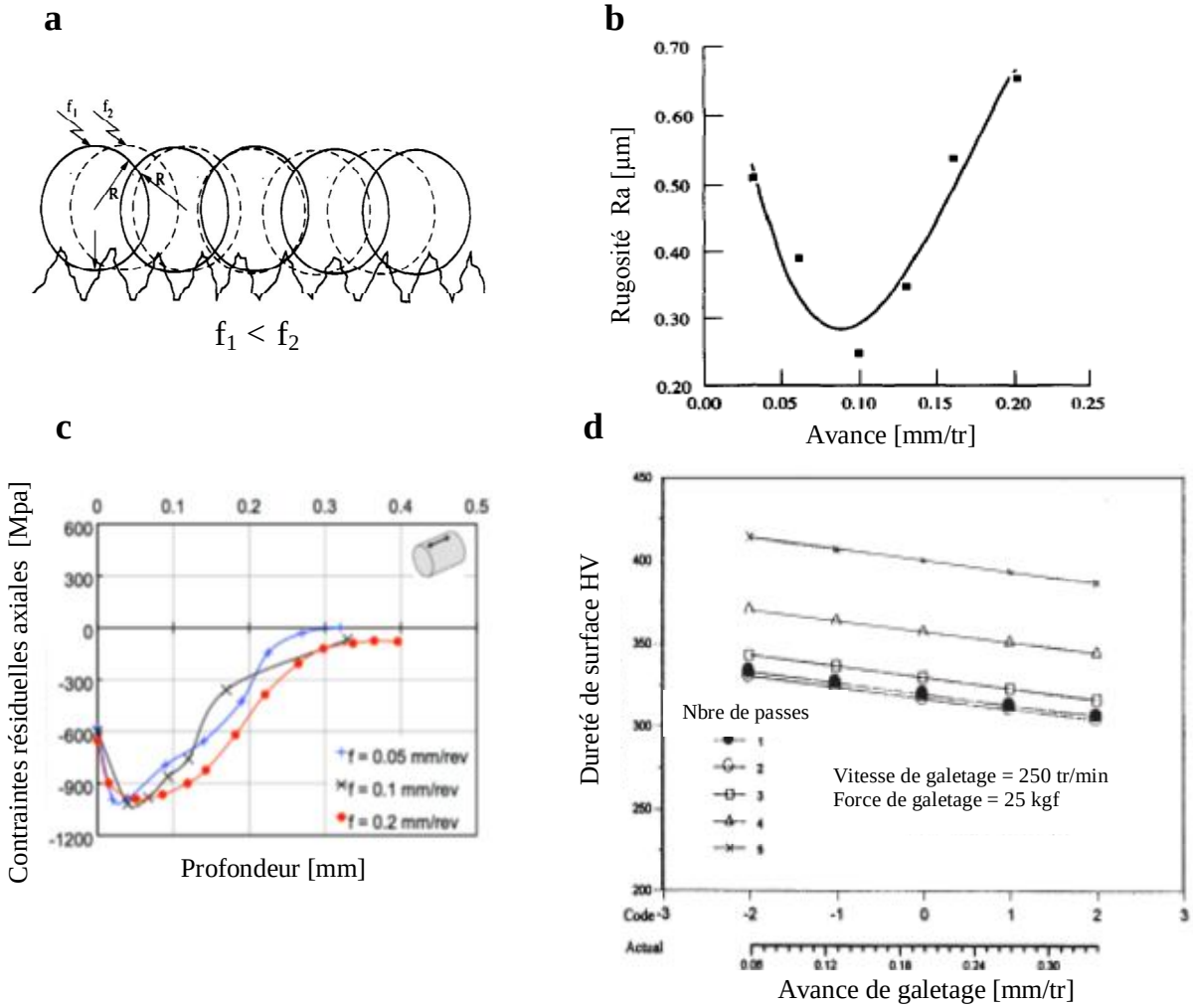


Figure I.22. Effet de l'avance sur : **a-** le procédé de galetage **[9]**, **b-** la rugosité d'un alliage Al-Cu **[9]**, **c-** la dureté d'un acier St 37 **[12]** et **d-** les contraintes résiduelles induites d'un acier inoxydable 15-5PH **[38]**.

La vitesse ainsi que le nombre de passes de l'outil de galetage jouent un rôle important dans le procédé de galetage et ayant un effet considérable sur les paramètres d'état de la couche superficielle du matériau traité **[9,80]**. La figure I.23 et la figure I.24 illustrent respectivement l'effet de ces deux paramètres sur la rugosité, la dureté et les contraintes résiduelles induites.

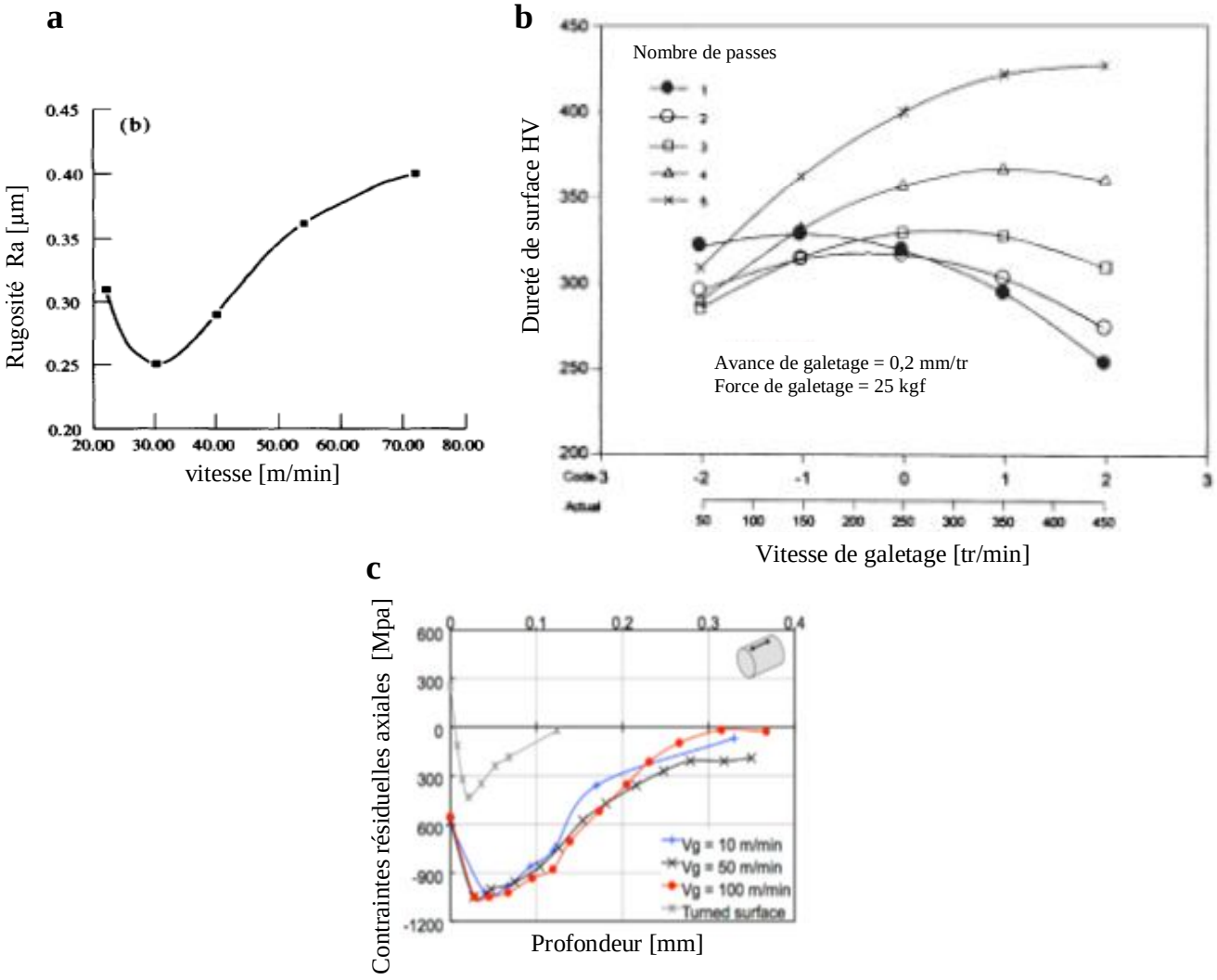


Figure I.23. Effet de la vitesse de galetage sur : **a-** la rugosité de surface d'un alliage Al-Cu **[9]**, **b-** la dureté de surface d'un acier St 37 **[12]** et **c-** sur les contraintes résiduelles induites d'un acier inoxydable 15-5PH **[38]**.

D'autres paramètres comme l'état initial de la surface, de la dureté initiale, le diamètre de la bille (galetage à bille) et la lubrification sont parfois intégrés dans le procédé de galetage afin d'améliorer quelques paramètres d'état de la couche superficielle du matériau traité en particulier la rugosité et la dureté de surface, ainsi que quelques propriétés mécaniques **[12,97]**.

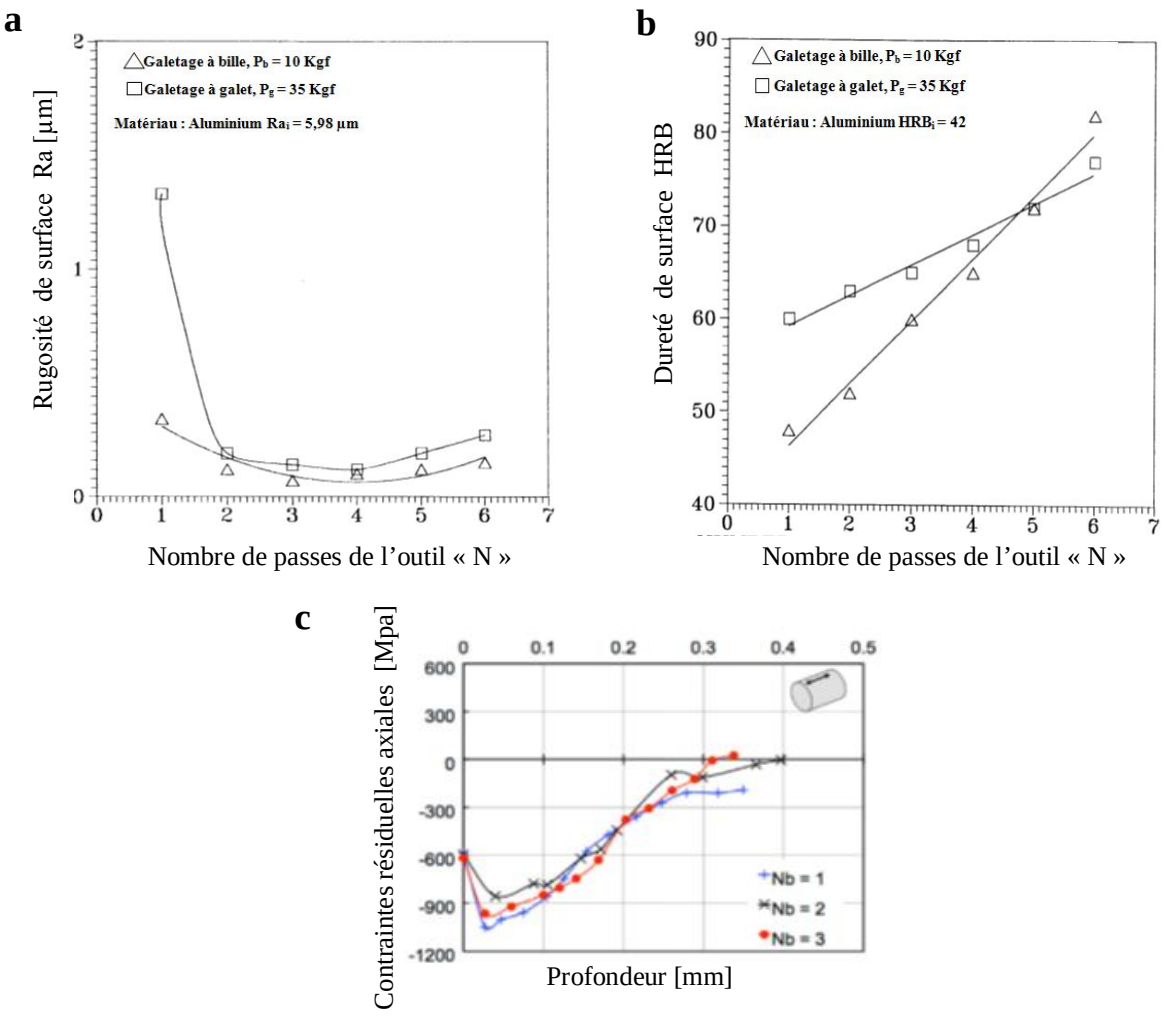


Figure I.24. Effet du nombre de passes de l'outil de galetage sur : **a-** la rugosité de surface **[80]**, **b-** la dureté de surface **[80]** et **c-** sur les contraintes résiduelles induites d'un acier inoxydable 15-5PH **[38]**.

La rugosité de surface initiale a été utilisé comme un paramètre intégrée dans le procédé de galetage dans les travaux de recherches établis par A.M. Hassan **[97]** afin d'étudier l'effet de ce dernier sur la rugosité finale Ra_f et sur l'augmentation de la dureté de surface ΔHV appliquée sur un matériau en bronze. Les résultats obtenus ont révélés qu'une augmentation dans la rugosité de surface initiale causera une augmentation dans la rugosité de surface finale Ra_f (Fig. I.25a), mais elle n'a pas un effet significatif sur la dureté du matériau traité sous des forces de galetage constantes, car la quantité de la déformation de surface sera presque la même si la force de galetage est constante, indépendamment de la rugosité de la surface de la pièce (Fig. I.25b).

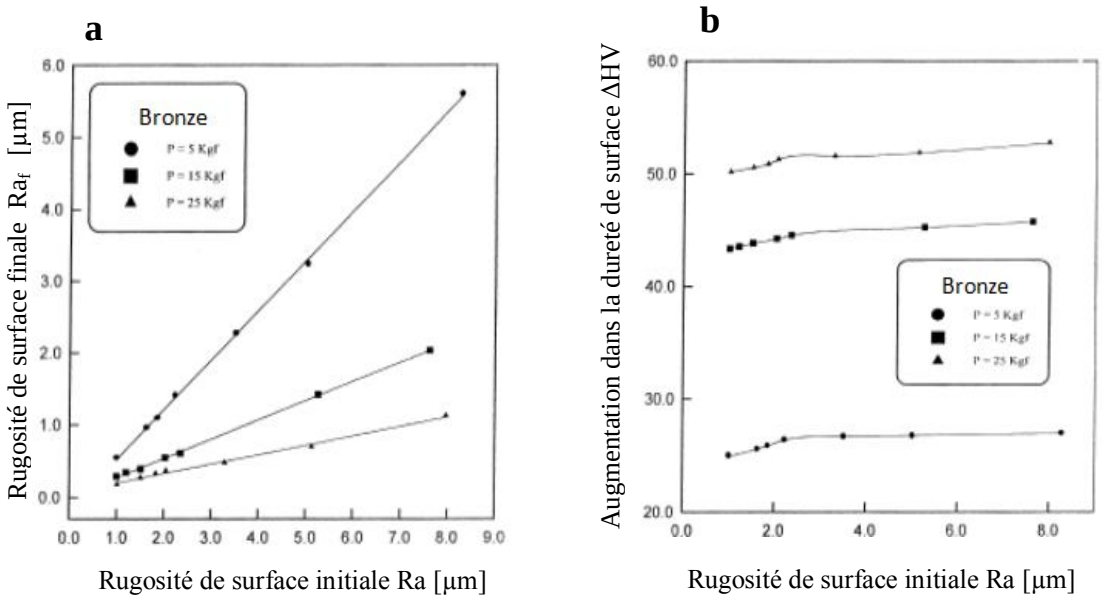


Figure I.25. Effet de la rugosité de surface initiale sur : **a-** la rugosité de surface finale Ra_f et **b-** l'augmentation dans la dureté de surface ΔHV pour un matériau en bronze **[97]**.

Les mêmes travaux de recherches réalisés par A.M. Hassan **[97]** concernant l'effet de la dureté de surface initiale sur la réduction de la rugosité de surface ΔRa (ΔRa = Ra initiale – Ra finale)ainsi que la quantité d'augmentation de la dureté de surface ΔHV (ΔHV = HV finale – HV initiale) d'un matériau en alliage Al-Cu, ont permis de conclure que l'augmentation dans la dureté de surface initiale du matériau causera une diminution dans la réduction de la rugosité de surface ΔRa et la quantité totale d'augmentation de la dureté de surface ΔHV (Fig. I.26).

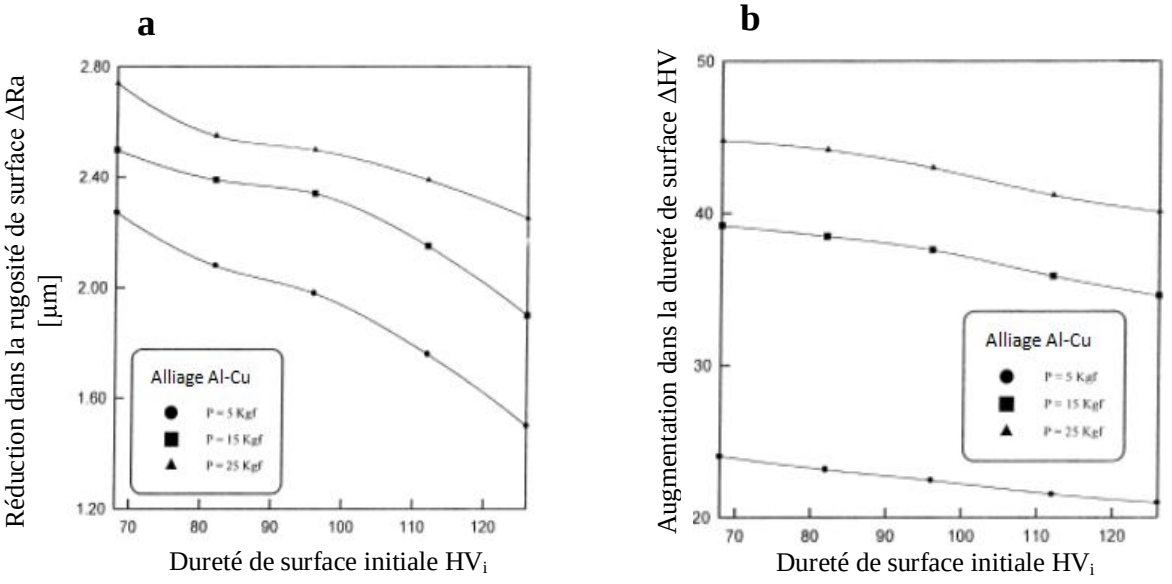


Figure I.26. Effet de la dureté initiale sur : **a-** réduction dans la rugosité de surface ΔRa et **b-** la quantité totale d'augmentation de la dureté de surface ΔHV pour un alliage Al-Cu **[97]**.

Des billes de galetage de différents diamètres fabriquées en acier 100 C 6 ont été employées dans les travaux de recherches de A.M. Hassan **[97]**. Les résultats obtenus ont montrés qu'avec l'augmentation du diamètre de la bille de galetage l'aire de contact de la bille avec la surface de la pièce augmentera également, de sorte que la bille pénétrera la surface à une petite profondeur sous une force de galetage spécifique. Ceci signifie qu'une faible quantité de déformation se produira sur la surface de la pièce, causera donc une diminution dans la rugosité de surface finale Ra_f (Fig. I.27a), une diminution dans la quantité totale d'augmentation de la dureté (Fig. I.27b) et diminution de la résistance à l'usure (Fig. I.27c). Ce résultat a été confirmé par les travaux réalisés par M.H. El-axir **[12]** et les travaux de N.S.M. El-Tayeb **[56]**.

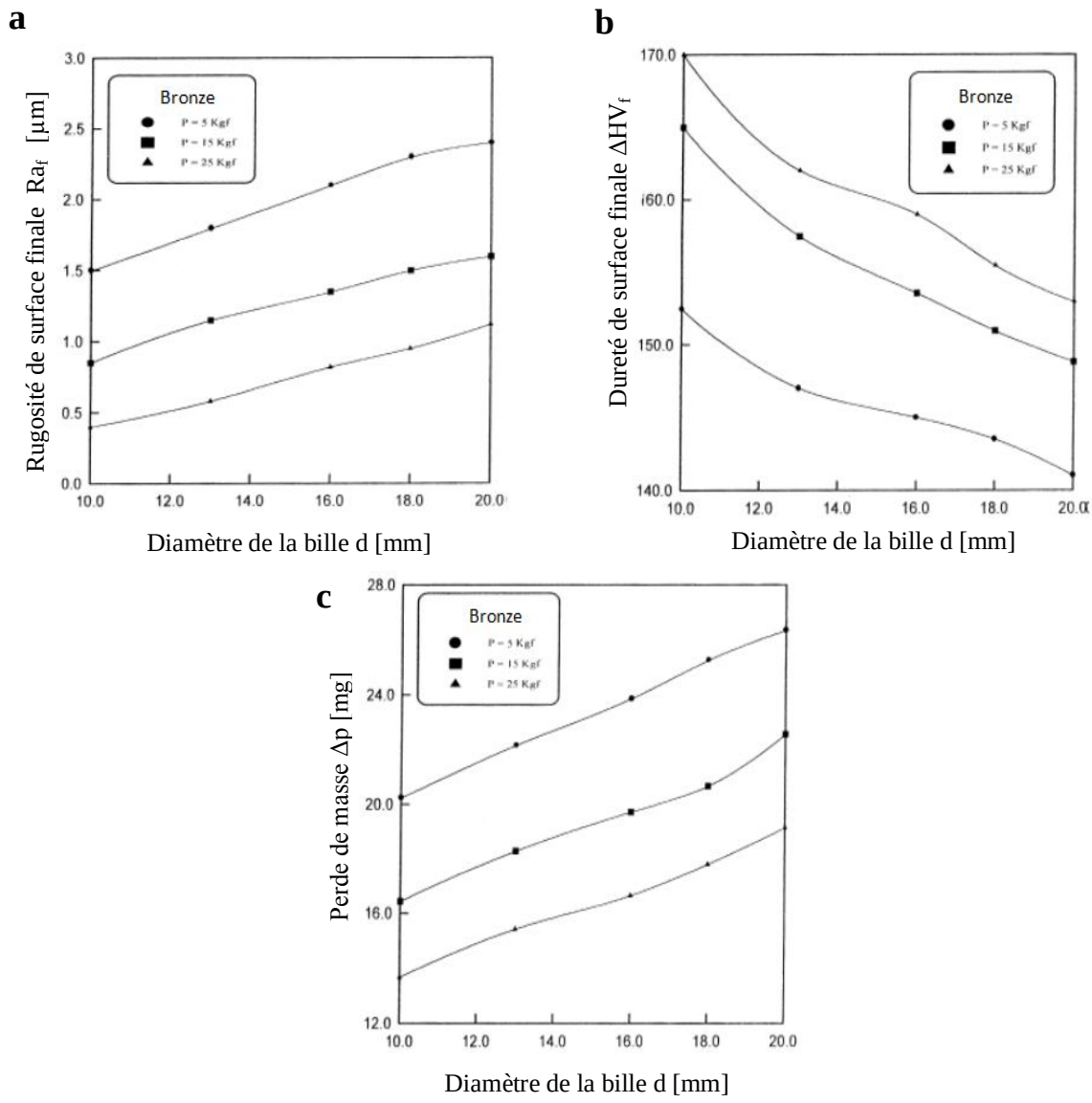


Figure I.27. Effet de diamètre de la bille de galetage sur : **a**- la rugosité de surface finale ΔRa, **b**- la dureté de surface finale ΔHV et **c**- la perde de masse **[97]**.

Une étude a été réalisée par A.M. Hassan **[97]** concernant l'effet de la lubrification sur la réduction de la rugosité de surface ΔRa (ΔRa = Ra initiale – Ra finale) et sur la quantité d'augmentation de la dureté de surface d'un matériau en bronze ΔHV (ΔHV = HV finale – HV initiale). Cette étude a permis de révéler qu'il y a en général une réduction dans la rugosité de surface ΔRa et sur la quantité d'augmentation de la dureté de surface ΔHV quand la lubrification est utilisée, cela peut être due à la réduction de la température dans la zone de galetage et que le changement dans la viscosité des lubrifiants n'a pas un effet significatif sur la réduction dans la rugosité de surface ΔRa et sur la quantité d'augmentation de la dureté de surface ΔHV (Fig. 28a et 28b). Ces résultats sont confirmés par les travaux obtenus par K.B. Katsov **[44]**.

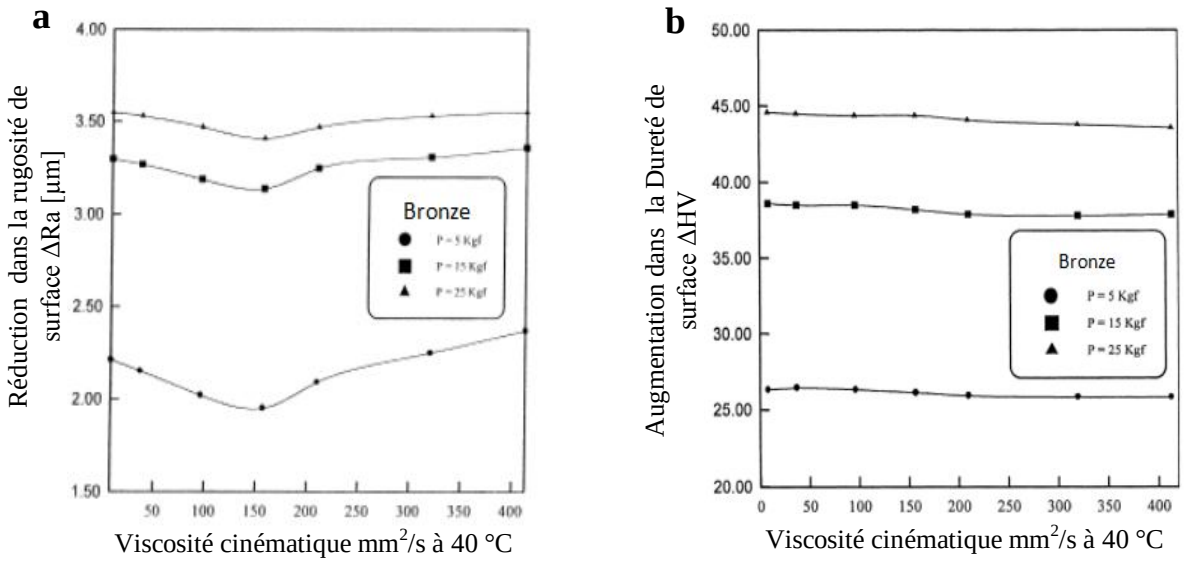


Figure I.28. Effet de la viscosité cinématique du lubrifiant sur : **a-** la réduction de la rugosité de surface ΔRa et **b-** la quantité d'augmentation de la dureté de surface ΔHV **[97]**.

I.6.5. Effets et avantages du galetage

L'application du procédé de galetage permet de modifier plusieurs paramètres d'une pièce mécanique tels que:

- l'état de surface (rugosité, dureté, tolérance dimensionnelle et géométrique, etc.) par le biais de l'écrasement des aspérités ;
- le type de contraintes résiduelles induites par le biais d'une déformation plastique hétérogène entre la surface et la sous-couche du matériau traité ;
- l'état microstructural par un écrouissage ou par une transformation de phase du matériau traité.

Ces modifications ont une incidence directe sur un ensemble de propriétés de matériaux associés à ces paramètres tels que : l'amorçage et la propagation des fissures de fatigue, la résistance à l'usure, et la résistance à la corrosion et à la corrosion sous contrainte,

etc. Ces modifications ont été confirmées par plusieurs travaux de recherches réalisés précédemment dans ce domaine qui sont résumées dans les paragraphes qui suivent.

I.6.5.1. Effet du galetage sur l'état de surface

Après un traitement mécanique de surface par le procédé de galetage, l'état de surface obtenue d'une pièce mécanique varie en fonction de l'état initial comme il a été mentionné précédemment par les travaux de A.M. Hassan **[97]**. Si on considère que l'état initial est un usinage fin normal et qu'un traitement de surface est correctement réalisé, le galetage permet d'améliorer l'état de surface (Fig. I.29), dans la majorité des travaux de recherche réalisés dans le domaine du galetage la rugosité moyenne arithmétique « Ra » est le critère le plus utilisé pour exprimer l'état de surface. L'étude réalisée par M.H. El-Axir **[69]** après l'application de différents régime de galetage à bille sur des éprouvettes en alliage d'aluminium 2014, a permis de révéler qu'à partir d'une rugosité initiale moyenne environ Ra = 4 µm, l'éprouvette pourrait avoir une rugosité finale environ Ra = 0,14 µm. Ce résultat a été confirmé par d'autres travaux de recherche tels que les travaux de X. Yu **[64]** où la rugosité finale Ra obtenue est de 0,026 µm à partir d'une rugosité originale Ra = 0,5 µm pour un alliage en aluminium galeté par une sphère en diamant polycristallin (brunissage). Par ailleurs le travail établi par C.H. Chen **[91]** sur un acier PD55 destiné pour la fabrication des moules par injection plastique la rugosité de surface Ra est améliorée jusqu'à une valeur de 0,07 µm à partir d'une valeur environ Ra = 1 µm, après un traitement par galetage à bille, etc.

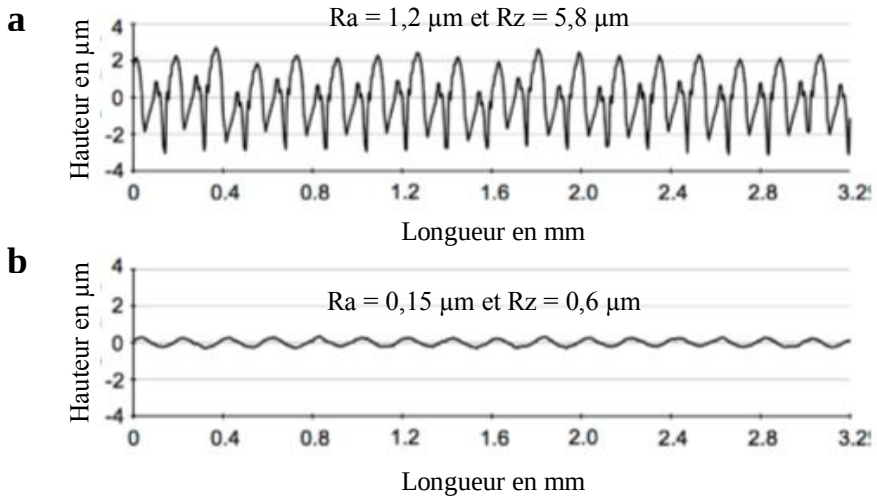


Figure I.29. Profil de rugosité de surface obtenu après **a)** tournage et **b)** tournage + galetage à bille **[38]**.

L'amélioration de la rugosité de surface par galetage a une incidence directe sur l'augmentation de la capacité portante de la surface. Si l'on considère que pour un état de surface parfait, entendant par là rugosité nulle, le pourcentage de la capacité portante est de 100 %. Autrement, pour une même rugosité, ce pourcentage est plus important dans le cas d'une surface galetée que dans le cas d'une surface rectifiée, un exemple peut être tiré des travaux de M. Lemercier **[79],** pour un état de surface initial de rugosité 8 µm (Fig. I.30) le

pourcentage de la capacité portante est de 60 % pour une surface galetée, alors qu'il n'est que de 20 % pour une surface rectifiée.

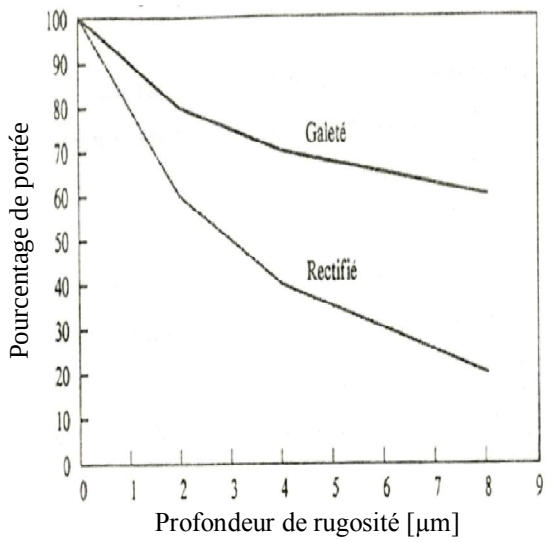


Figure I.30. Comparaison du taux de portance entre le galetage et la rectification **[79]**.

I.6.5.2. Effet du galetage sur la dureté de surface

Concernant la dureté de surface, cette dernière est influencée par le procédé de galetage, car la déformation plastique de la couche superficielle pour certains matériaux sous l'effet de la force de galetage appliquée provoque le phénomène d'écrouissage qui accroit considérablement la dureté comme le montre la figure I.31 jusqu'à une valeur de 130 % d'après S. Braham **[8]**. Les travaux de recherche effectués par T.A. El-Taweel **[84]** sur des éprouvettes en alliage d'aluminium (Al-Zn-Mg) après l'application d'un procédé hybride de galetage et polissage électrochimique ont montré que la dureté de surface finale est améliorée considérablement jusqu'à 31,5 %, alors que dans l'étude réalisée par A.M. Hassan **[67**] un simple outil de galetage à bille a été utilisé afin d'étudier l'effet du procédé sur deux types d'alliage en aluminium et en bronze, il s'est avéré que parmi les résultats obtenus, la dureté est améliorée environ 60 % par rapport à la valeur initiale c'est-à-dire sans galetage. Les travaux de K.B. Katsov **[44]** ont montré que la microdureté de la couche superficielle d'une pièce en acier 20KhN3A destinée pour le forage des puits de gaz après galetage sous lubrification est améliorée de 143,9 % par rapport à sa valeur à l'état initiale sans traitement ce qui contribue donc dans l'augmentation de la durée de vie des pièces en service.

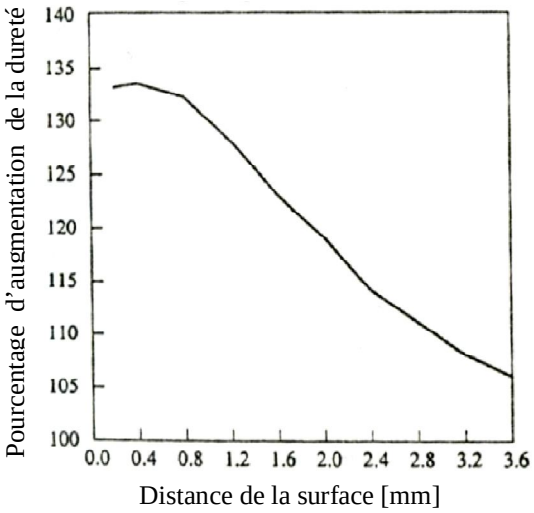


Figure I.31. Pourcentage d'augmentation de la dureté de surface **[8]**.

I.6.5.3. Effet du galetage sur la précision dimensionnelle et géométrique

Le souci d'avoir des surfaces de qualité irréprochable conjugué à celui de la rentabilité impose le galetage de surface comme moyen d'obtention des tolérances géométriques et dimensions, ce qui l'assimile à l'usinage, car il est établi que pour un usinage classique, les frais de fabrication augmentent rapidement avec une rugosité décroissante. On peut ainsi économiser, non seulement, les frais de fabrication par des temps d'usinage plus courts, mais aussi les frais d'outillage de préparation des pièces. Pour illustrer ceci, prenons un exemple industriel concret : si on a à usiner une pièce de Ø40h6 et une longueur de 80 mm, avec une rugosité de 0.2 µm, les méthodes classiques d'usinage (tournage + traitement thermique + rectification fine) nécessitent 20 min 30 s, alors qu'en appliquant le galetage, avec une rectification préalable normale (grossière) de 9 min 42 s, un temps de galetage de 12 s, le temps total d'usinage devient 9 min 54 s et obtenir une tolérance Ø40h6, d'ou une économie de 51 % d'après S. Braham **[8]**.

M.H.EL-Axir **[63]** a réalisé un travail de recherche concernant l'effet du procédé de galetage sur le défaut géométrique de circularité car ce dernier a une incidence directe sur la précision et autres facteurs importants tels que l'ajustement des pièces machines et l'usure des pièces cylindriques en rotation. Une lunette à suivre d'un tour classique a été exploitée, tout en replaçant les trois mâchoires ajustables (réglables) de cette dernière par trois outils de galetage à bille (Fig. I.32) appliqués sur des pièces cylindriques en acier mi-dur. Le meilleur résultat concernant la réduction de défaut de circularité des pièces cylindriques par cette technique de galetage est obtenu pour une force de galetage de 150 N et une avance de 0,12 mm/tr. En procédant de manière comparative, A.M. Hassan **[9]** a montré que le polissage électrochimique à lui seul diminue le défaut de circularité de 12,14 µm par rapport à un état d'usinage cependant lorsque le polissage est suivi d'un galetage, ce défaut s'est considérablement réduit jusqu' à 3,32 µm (Fig. I.33).

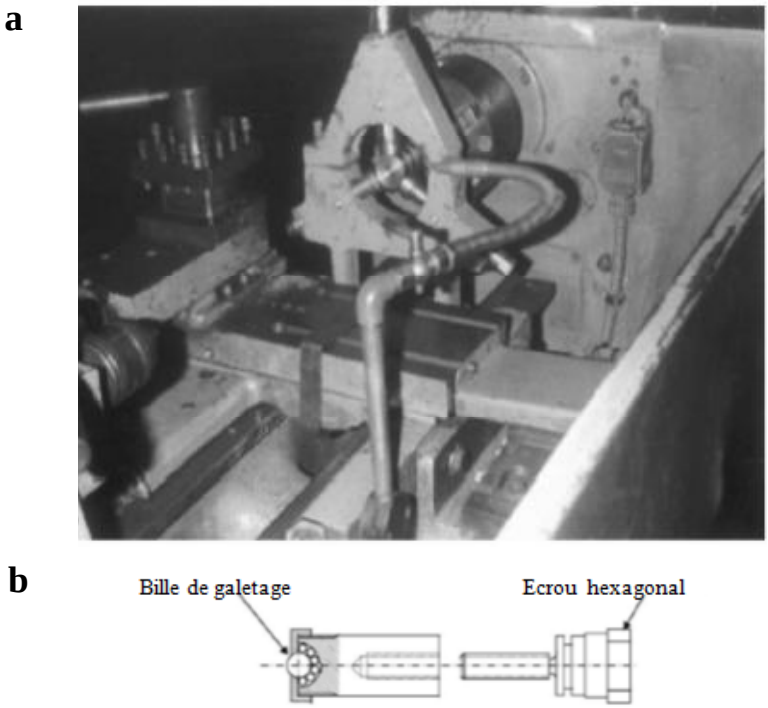


Figure I.32. Procédé de galetage par une lunette à suivre d'un tour classique avec : **a)** lunette à suivre et **b)** outil de galetage à bille **[63]**.

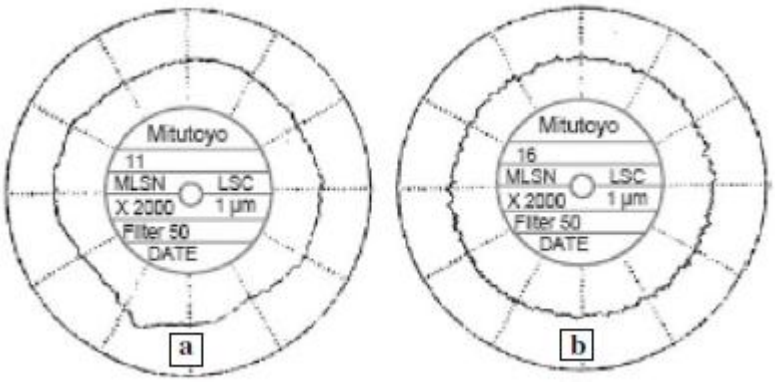


Figure I.33. Profil comparatif de défaut de circularité par : **a)** polissage électrochimique DC = 12,14 µm et **b)** polissage électrochimique et galetage DC = 3,32 µm **[9]**.

I.6.5.4. Effet du galetage sur les contraintes résiduelles induites

Le procédé de galetage modifie l'état de contraintes résiduelles initialement existantes dans un matériau ou dans une structure par l'introduction des contraintes résiduelles de compression, qui sont généralement favorables et ont un effet remarquable sur les performances des matériaux par l'amélioration de leurs propriétés mécaniques qui sont récapitulées sur la figure I.34.

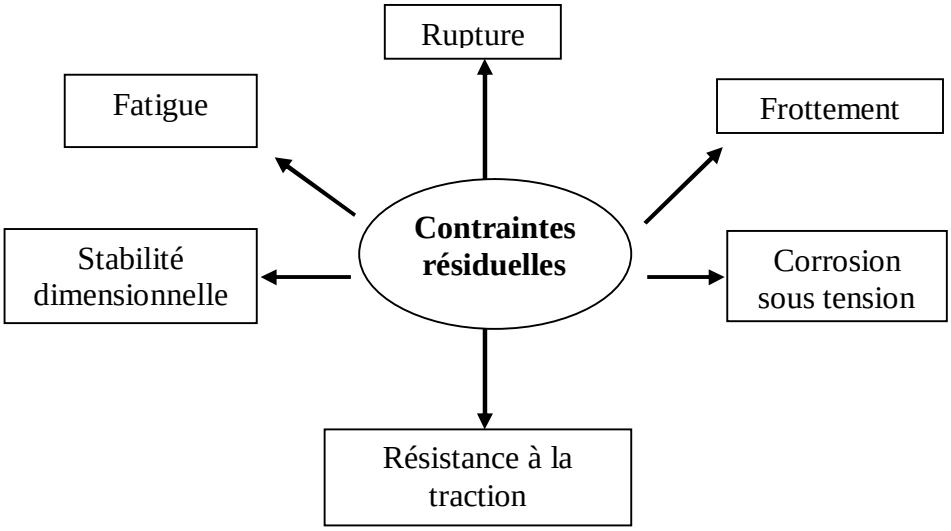


Figure I.34. Effet des contraintes résiduelles induites par le procédé de galetage sur les performances des matériaux **[101]**.

Le procédé de galetage comme les autres procédés de traitement mécanique de surface introduit des contraintes résiduelles de compression qui sont généralement favorables. La distribution des contraintes dépend des conditions de réalisation du traitement et de l'état initial des contraintes résiduelles. La figure I.35a illustre l'effet du galetage sur les contraintes résiduelles induites au niveau de la couche superficielle de la pièce traitée comparé avec celle traitée par le procédé de grenaillage, d'après cette figure, le procédé de galetage permet d'affecter une zone de contraintes résiduelles de compression plus importantes que le procédé de grenaillage, malgré l'importance de leurs valeurs pour le grenaillage **[18]**. Ces contraintes résiduelles de compression induites par galetage ont une incidence directe sur la propagation de fissures (lié directement au nombre de cycles), le procédé de galetage a donné des résultats satisfaisants par rapport à d'autres procédés, en particulier le polissage électrolytique (fig. I.35b), résultats des travaux réalisés par L. Wagner **[18]**.

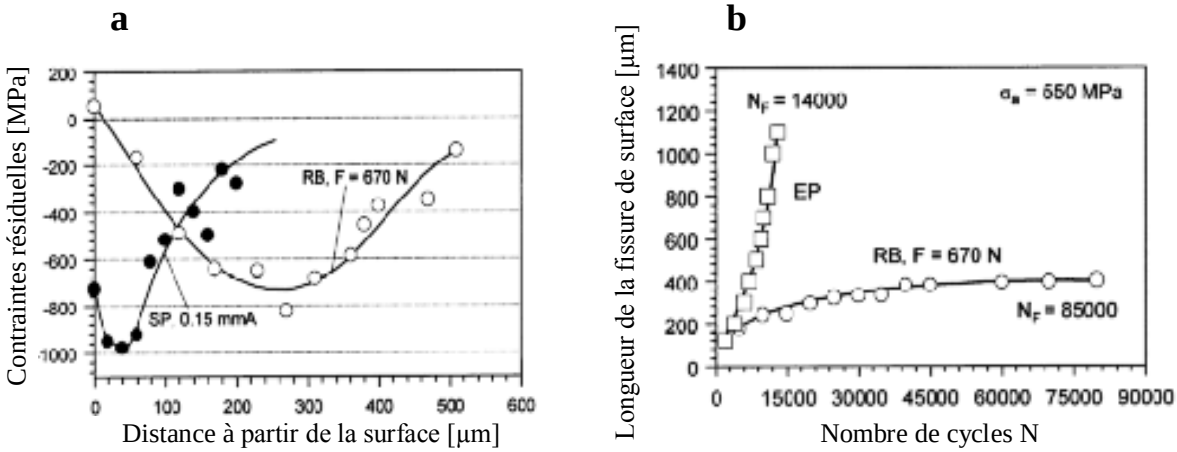


Figure I.35. Effet du galetage sur : **a)** profil de distribution des contraintes résiduelles induites après galetage (RB) et grenaillage (SP) et **b)** longueur de propagation de la fissure après galetage (RB) et polissage électrolytique (EP) **[18].**

Les travaux de recherche réalisés par W. Bouzid. Saï **[35]** concernant les contraintes résiduelles induites dans la couche superficielle d'un matériau en acier inoxydable duplex (ferrite + austénite) ont montré que le meilleur résultat est obtenu sur une surface ayant subit un galetage à bille après rectification par rapport à d'autres surfaces ayant subit respectivement un tournage, une rectification après tournage et un galetage après tournage (Fig. I.36)

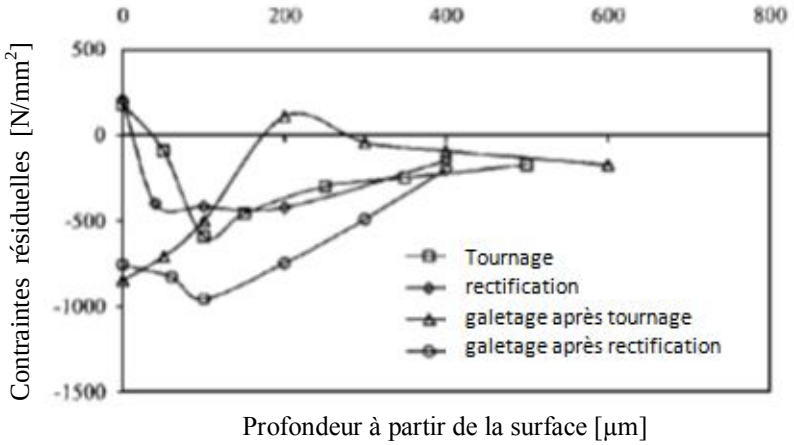


Figure I.36. Evolution des contraintes résiduelles en fonction de différents procédés de fabrication **[35]**.

Les résultats de V. Chomienne **[38]** sur l'effet des paramètres du procédé de galetage à bille sur l'évolution des contraintes résiduelles de compression induites dans la couche superficielle des surfaces des pièces en acier inoxydables martensitique 15-5PH ont montrés que la force est le paramètre le plus influent qui induit le maximum de contraintes résiduelles de compression par rapport aux autres paramètres tels que la vitesse, l'avance et le nombre de passes de l'outil dont l'effet est limité. Les paramètres du procédé de galetage ont été aussi exploités dans une autre étude expérimentale appliquée à des éprouvettes en acier St-37 réalisée par M.H. El-axir **[12]**. L'auteur conclu que les contraintes résiduelles de traction se convertissent en générées changent de signes de traction aux contraintes de compression au fur et à mesure que la force de galetage augmente de 5 à 25 kgf. Le maximum de ces contraintes augmente de façon sensible lorsque la force de galetage varie de 25 à 45 kgf. Par ailleurs, en utilisant un outil hybride de fraisage et galetage (voir figure I.17d § I.6.2), T. Segawa **[37]** que l'outil utilisé peut générer avec efficacité des contraintes résiduelles de compression les niveaux varient de -100 jusqu'à -200 MPa sur la surface traitée et de -300 jusqu'à -400 MPa à 0.05 mm au dessous de celle-ci. Un résultat comparable a été trouvé par **[13]** lors des travaux sur le grenaillage.

I.6.5.5. Effet du galetage sur l'usure

Du point de vue microscopique, n'importe quelle surface présente des saillies. Après galetage, celles-ci s'aplatissent et on obtient une surface plus ou moins lisse, ce qui a pour effet de diminuer le coefficient de frottement, donnant aux surfaces une plus grande résistance à l'usure.

De point de vue fonctionnel et usure, les surfaces galetées se comportent, comme des surfaces déjà rodées et pour illustrer cela, nous reportons ici les essais faits par une grande firme d'automobile **[82]**, sur un arbre de direction en acier C45 trempé et rectifié et sur un arbre non trempé et galeté. Les résultats des essais d'usure, présentés par la courbe de la figure I.37 ont montré que le galetage, dans bien des cas, surclasse l'effet de la trempe souvent utilisée pour améliorer la dureté superficielle.

La partie AB, inexistante dans le cas de l'arbre galeté fait que la surface portante, obtenue par le galetage, diminue l'usure d'entrée. On obtient donc un gain de 40 % sur la capacité portante. Il s'est avéré qu'après 130.000 km, l'usure de l'arbre trempé et rectifié est dix fois plus importante que celle de l'arbre galeté (90 µm contre 10 µm). Cet exemple montre l'importance que peut prendre la capacité portante résultante du galetage qui peut constituer une alternatif à la rectification dans ce cas là.

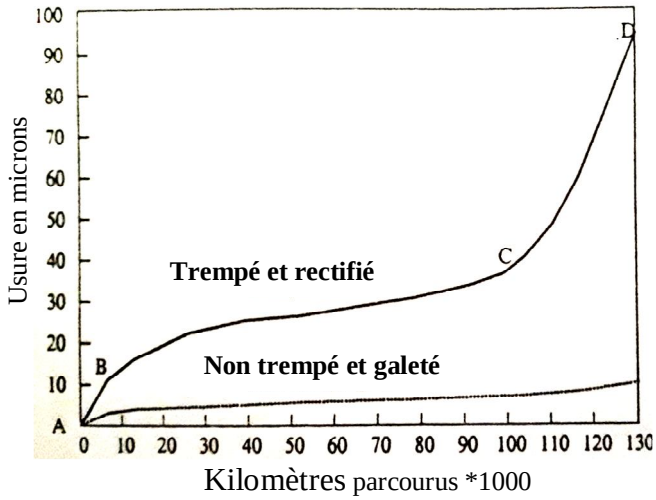


Figure I.37. Evolution de l'usure d'un arbre galeté et un autre trempé et rectifié en fonction des kilomètres parcourus **[82]**.

Les travaux de recherche réalisés par N.S.M. El-Tayeb **[56]** concernant l'effet de quelques paramètres du régime de galetage sur le coefficient de frottement et la perde de masse caractérisant l'usure appliqué sur des pièces en aluminium 6061 qui sont ensuite testées dans un tribo-test fabriqué spécialement pour cette étude. Les résultats obtenus ont révélé que le coefficient de frottement des surfaces galetées est dépendant de la rugosité de surface. Faible coefficient de frottement correspond à une faible rugosité. Sous un contact à sec, une surface galetée utilisant une largeur de contact la plus petite du galet produit le plus faible coefficient de frottement. Le frottement dans le sens parallèles des stries est plus élevé que

dans le sens transversal. L'augmentation de la force de galetage a un impact négatif sur la résistance à l'usure des surfaces galetées en aluminium 6061 (Fig. I.38).

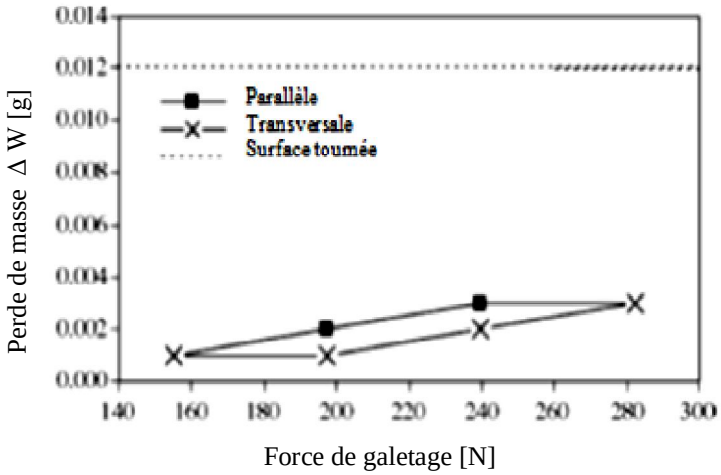


Figure I.38. Effet de la force de galetage sur la perde de masse à n = 330 tr/min, f =0,11 mm/tr, largeur de contact du galet = 1 mm (condition de contact à sec) **[56]**.

I.6.5.6. Effet du galetage sur la corrosion

Un traitement de surface mécanique par le procédé de galetage peut avoir un rôle sur deux aspects de la corrosion du matériau **[101]**, quand un matériau est sensible au phénomène de la corrosion sous contrainte. La corrosion sous tension est un phénomène mécanico-chimique de fissuration pouvant entraîner la rupture sous l'effet combiné de contraintes de tension et d'un environnement corrosif. La fissuration est généralement transcristalline et peut apparaître sur tous les types de matériaux tels que les alliages d'aluminium, les aciers, le cuivre, le titane, le magnésium, etc. les travaux réalisés par le CETIM **[102]** ont confirmé que le procédé de galetage augmente la résistance à la fatigue-corrosion et réduit par conséquent les effets des agents corrosifs. En testant trois éprouvettes de différentes géométries dans l'eau douce et l'air ambiant, avec et sans galetage, afin de déterminer leurs limites d'endurance. Les résultats de ces essais sont présentés dans le tableau I.6. Les éprouvettes sont en acier, à limite d'élasticité 410 MPa. Pour l'éprouvette lisse, le gain relatif de la limite de fatigue est de 50 % dans l'eau douce alors qu'il n'est que de 11.5 % à l'air ambiant. Pour les autres types d'éprouvettes, à cause de leurs irrégularités géométriques, ce gain est moins important, mais reste, appréciable.

Tableau I.6 : Amélioration de la tenue à la fatigue-corrosion par le galetage **[102]**.

Eprouvette	Milieu	Limite de fatigue (MPa)		Gain en%
		Sans galetage	Avec galetage	
Lisse	Air Eau douce	260 110	290 150	11.5 50
Avec trou	Air Eau douce	177 132	238 158	34.5 20
Avec gorge	Air Eau douce	180 130	280 200	55 54

Les résultats des travaux de recherches réalisés antérieurement par A.M. Hassan **[13]** sur l'effet du galetage sur la corrosion d'une pièce en bronze traitée par le procédé de grenaillage ont montré qu'il y a une diminution dans la résistance à la corrosion des pièces en bronze soumises au grenaillage, cependant une meilleure résistance a été observé lorsque le galetage a été appliqué après le grenaillage de ces mêmes pièces (Fig. I.39). Ce résultat découle du fait que le galetage améliore l'état de surface grenaillée où les creux ont d'importantes aires constituent un site préférentiel de la corrosion.

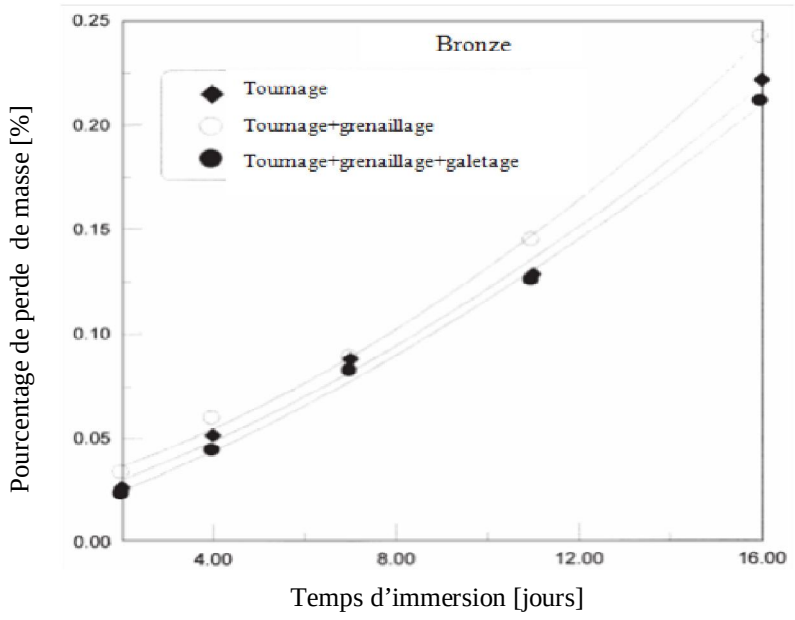


Figure I.39. Relation entre le pourcentage de perde de masse avec le temps d'immersion dans une solution solide (0,5N HCL) pour différents procédés de fabrication **[13]**.

I.6.5.7. Effet du galetage sur la tenue à la fatigue

le procédé de galetage améliore la résistance à la fatigue, par l'amélioration de la rugosité qui diminue la formation des criques de fatigue et par la dureté en surface due à l'écrouissage provoqué par la déformation plastique des couches superficielles traitée et par la production des contraintes résiduelles de compression dans la mesure où elles contribuent à ralentir la propagation de fissures tel que confirmé par plusieurs travaux de recherche **[42, 78,87]**. Les travaux réalisés par L. Wagner **[42]** ont montrés que le galetage à bille appliqué sur deux types de matériaux AISI 304 et AZ80 a un effet bénéfique sur la résistance à la fatigue par rapport au polissage électrolytique (Fig. I.40).

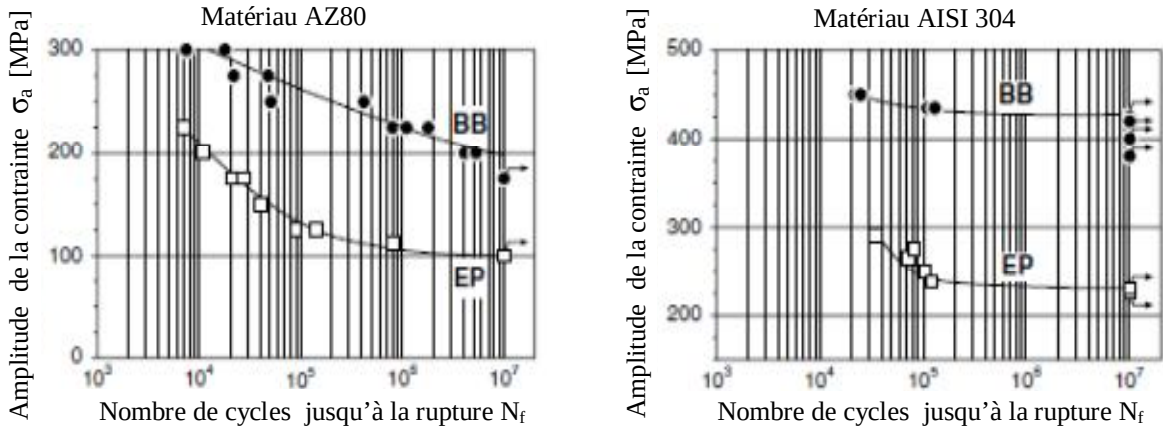


Figure I.40. Courbes contraintes-nombre de cycles en flexion rotative **[42]**.

D'autres travaux **[13]** ont confirmé l'effet bénéfique du galetage sur la tenue à la fatigue lorsqu'il est appliqué comme une opération de finition sur des pièces en aluminium et en bronze ayant subit un tournage et éventuellement suivi d'un grenaillage.

Les avantages attribués au galetage sont étroitement liées aux différents, paramètres du procédé dont l'influence est généralement mise en évidence à travers des modèles mathématiques basés sur une étude statistique à partir des différents plans d'expériences.

I.7. Plan d'expérience

I.7.1. Introduction

Les plans d'expériences sont utiles à toutes les personnes qui entreprennent des recherches scientifiques ou des études industrielles. Ils ont remplacé avec succès la démarche traditionnelle pas à pas qui a été basée sur le savoir-faire et le bon sens de l'expérimentateur, qui engendrait souvent de nombreux essais et un temps considérable pour atteindre parfois des résultats difficilement interprétables **[98,103-105]**.

I.7.2. Définition

Un plan d'expérience est un plan d'organisation et d'optimisation des essais expérimentaux pour obtenir le maximum de renseignements avec le minimum d'expériences et la meilleure précision possible sur les réponses calculées avec le modèle qui exprime le lien qui existe entre une grandeur d'intérêt, y, et des variables, x_i, qui peuvent modifier la valeur de y. Afin de réaliser un bon plan d'expérience on doit respecter les étapes suivantes :

- Formalisation du problème ;
- Choix et construction du plan retenu ;
- Réalisation des essais ;
- Traitements statistiques ;
- Interprétation des résultats.

Le principe de base de la méthode des plans d'expériences s'appuie sur deux notions essentielles, celle d'espace expérimental et celle de modélisation mathématique des grandeurs étudiées.

I.7.3. Espace expérimental d'un plan d'expérience

Dans les plans d'expériences les facteurs employés pour réaliser une étude expérimentale sont généralement des variables continues (les valeurs prises par les facteurs continus sont donc représentées par des nombres continus). Mais il existe d'autres types de variables qui ne sont pas continues tels que :

- **Facteurs discrets :** ils ne peuvent prendre que des valeurs particulières, exemple de couleurs d'un produit : bleu, jaune et rouge sont des facteurs discrets.
- **Facteurs ordonnables :** sont considérés comme des facteurs discrets que l'on peut mettre dans un ordre logique. Par exemple, grand, moyen, petit, ou encore premier, deuxième, troisième et quatrième.
- **Facteurs booléens :** sont des facteurs discrets qui ne peuvent prendre que deux valeurs : bas ou haut, ouvert ou fermé, noir ou blanc, etc.

Les niveaux x_i représentent les coordonnées d'un point expérimental et y est la valeur de la réponse en ce point. À chaque point du domaine d'étude correspond une réponse, l'ensemble de tous les points du domaine d'étude correspond un ensemble de réponses qui se localisent sur une surface appelée « surface de réponse » (Fig. I.41).

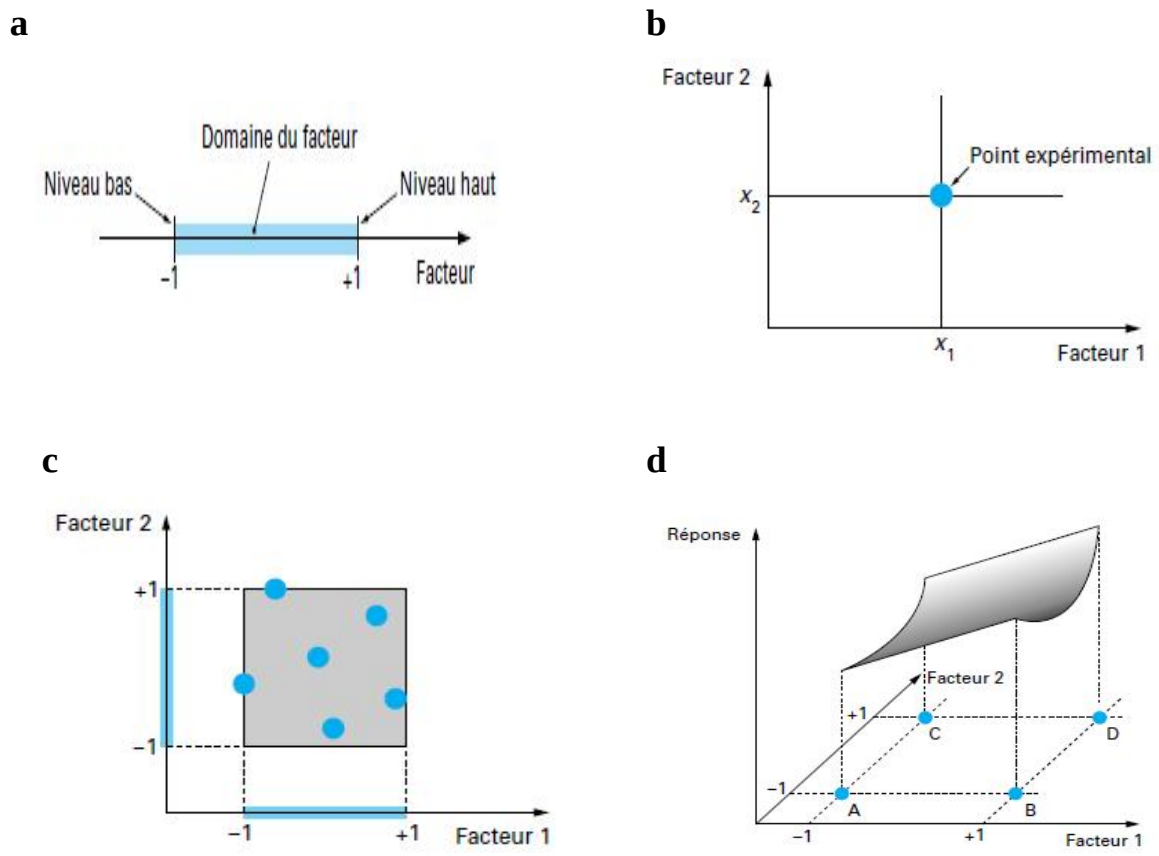


Figure I.41. Espace expérimental d'un plan d'expérience avec : **a-** domaine de variation d'un facteur, **b-** espace expérimental, **c-** domaine d'étude et **d-** surface de réponse **[106]**.

I.7.4. Modèle mathématique par les plans d'expérience

La formulation la plus générale de la fonction qui permet d'exprimer la relation qui lie la réponse aux facteurs est la suivante :

$$y = f\ (x_1, x_2, x_3, \dots\dots, x_n) \tag{I.6}$$

Où :

- y est la réponse ou la grandeur d'intérêt, la grandeur à laquelle s'intéresse l'expérimentateur. Elle est mesurée au cours de l'expérimentation et elle est obtenue avec une précision donnée.

Comme cette fonction est trop générale, il est d'usage d'en prendre un développement limité de Taylor qui prend la forme d'un polynôme de degré plus ou moins élevé :

$$y = a_0 + \sum a_i x_i + \sum a_{ij} x_i x_j + \sum a_{ii} x_i^2 + \cdots \tag{I.7}$$

Où :

- x_i représente le niveau attribué au facteur i, retenue par l'expérimentateur pour réaliser un essai. Cette valeur est parfaitement connue.
- a_0, a_i, a_{ij}, a_{ii} sont les coefficients du modèle mathématique adopté a priori. Ils doivent être calculés à partir des résultats des expériences.

Ce modèle est considéré comme modèle postulé ou à priori qui permet d'utiliser tous les résultats de l'algèbre matricielle **[106]**. Deux compléments doivent être apportés au modèle précédemment écrit, le premier est le manque d'ajustement « Δ » et le deuxième est l'erreur aléatoire ou expérimentale « σ », qui sont souvent réunis dans un seul écart, appelé résidu, et noté « e ». Le modèle utilisé par l'expérimentateur prend la forme suivante :

$$y = f\,(x_1, x_2, x_3, \ldots\ldots, x_n) + e \tag{I.8}$$

Dans les modèles cités précédemment les facteurs sont généralement exprimés soient en variables d'origine A ou en variables centrées réduites (v.c.r) X **[103,106]**, le passage des variables d'origine aux variables centrées réduites est donnée par la formule suivante (A_0 étant la valeur centrale en unités courantes) :

$$x = \frac{A - A_0}{pas} \tag{I.9}$$

L'intérêt des v.c.r ou unités codées est de pouvoir présenter les plans d'expériences de la même manière quels que soient les domaines d'étude retenus et quels que soient les facteurs. Les « v.c.r » sont aussi répandus dans les logiciels de plans d'expériences et certaines opérations comme la recherche des meilleurs points d'expériences par le critère de D-optimalité qui ne sont réalisables qu'avec ces variables **[12,103-106]**.

I.7.5. Analyse de la variance « ANOVA »

L'analyse de la variance est un outil statistique très important qui permet de déterminer certains étalons afin d'évaluer ou tester l'importance des coefficients et leurs interactions d'un modèle postulé déterminé par l'expérimentateur. Pour déterminer cet étalon on doit tout abord déterminer la somme des résidus au carré ($\sum r_i^2$) donnée par la relation 10 qui représente la relation de base de l'analyse de variance :

$$\sum r_i^2 = \sum (y_i - \bar{y})^2 - \sum (\hat{y}_i - \bar{y})^2 \tag{I.10}$$

Avec :

- $\sum (y_i - \bar{y})^2$: Somme au carré des réponses mesurées à la moyenne ($\bar{y}$).
- $\sum (\hat{y}_i - \bar{y})^2$: Somme au carré des réponses calculées à la moyenne ($\bar{y}$).

Donc la somme au carré des résidus est la plus faible valeur de la somme des carrés des écarts c'est-à-dire la somme au carré du manque d'ajustement (Δ) et de l'erreur expérimentale (σ), donné comme suit :

$$\sum r_i^2 = Minimum\ de \sum e_i^2 = Minimum\ de \sum (\Delta + \sigma)^2 \quad \text{(I.11)}$$

Lorsqu'on divise la somme au carré des résidus par le nombre de degrés de liberté (ddl), on obtient la variance des résidus $V(r_i)$ qui représente le minimum la variance de l'écart V (e) donnée par la relation 12 :

$$V(r_i) = Minimum\ de\ V(e) = \frac{1}{n-p} \sum_{i=1}^{i=n} r_i^2 V(a_i) \quad \text{(I.12)}$$

Cette dernière relation de l'analyse de la variance $V(r_i)$ divisée par le nombre de réponses n donne une valeur qui va servir à calculer la variance des coefficients $V(a_i)$, qui représente un étalon pour tester si un coefficient est significatif ou non :

$$V(a_i) = \frac{1}{n} V(e) = \frac{1}{n} V(r_i) \quad \text{(I.13)}$$

La racine carrée de la variance des coefficients de la relation I.13 donne une valeur appelée écart-type du coefficient qui est la valeur de comparaison recherchée. Le rapport entre chaque coefficient du modèle postulé déterminé et son écart-type a_1/σ_{a_1}, est appelé « *t* de Student ». C'est à partir de cette valeur qu'on peut évaluer la probabilité dite « *p-value* » pour tester si le coefficient est d'une influence significatif ou non. De ce fait chaque valeur de *t* de Student pour n'importe quel coefficient testé du modèle déterminé est associé par une *p-value* **[12,69,103,107]**, qui déterminera son niveau d'influence.

Le critère « *F de Fisher* » est une autre grandeur statistique très importante analogue au critère « *t* de Student » qu'on peut déterminer à partir de l'ANOVA. Le *F de Fisher* représente le rapport du carré moyen du modèle à celui des résidus. Ce rapport permet de calculer la probabilité que ces deux carrés ne soient pas égaux. En d'autres termes, si le *F de Fisher* est élevé (faible probabilité que le modèle soit celui de la moyenne), les variations des réponses mesurées sont bien dues aux variations des facteurs **[103]**. L'analyse de la variance permet aussi de valider les modèles mathématiques par une valeur appelée coefficient de détermination « R^2 » qui représente le rapport entre la somme au carré des réponses calculées à la moyenne et la somme au carré des réponses mesurées à la moyenne donnée par la relation suivante :

$$R^2 = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} \left(\hat{y}_i - \bar{y}\right)^2}{\sum_{i=1}^{i=n} \left(y_i - \bar{y}\right)^2} \quad \text{(I.14)}$$

Le coefficient de détermination « R^2 » est une mesure de la qualité d'un modèle, plus le coefficient est élevé plus le modèle déterminé par l'expérimentateur est adéquat.

L'analyse de la variance est devenue facile à appliquer pour n'importe quel type de plan d'expérience avec l'apparition des logiciels de calculs tels que JMP et Design expert ainsi que les tableurs tel que Minitab qui possèdent des programmes permettant de construire aisément les tableaux de l'analyse de la variance.

I.7.6. Plan d'expérience et procédé de galetage

Les plans d'expériences les plus utilisés dans le domaine industriel ainsi que la recherche scientifique pour les différentes disciplines sont les suivants :

- Plans factoriels complets à deux niveaux ;
- Plans factoriels fractionnaires à deux niveaux ;
- Autres plans à deux niveaux ;
- Plans à plusieurs niveaux ;
- Plans pour surfaces de réponse ;
- Plans de mélanges ;
- Tables de Taguchi ;
- Plans booléens.

Plusieurs travaux de recherches sur le procédé de galetage ont été entrepris concernant avec les plans d'expériences et ont trouvé une place prépondérante afin d'expliquer et interpréter certains phénomènes qui touchent ce procédé **[98,104,105]**. Les plans issus de la méthodologie de surface de réponse « MSR » ainsi que les tables orthogonales de Taguchi sont les plans d'expériences les plus employés comme outils de modélisation et d'optimisation **[69,96,98]**.

I.7.6.1. Méthodologie de surface de réponse

Les plans d'expérience par la méthodologie de surface de réponse tels que les plans de Box-Hunter **[12,69,104]**, les plans Box Behnken **[108]** et les plans de Doehlert **[109]**, utilisent des modèles polynomiaux du second ordre à partir des essais supplémentaires lorsque les tests de validation des modèles du premier ordre obtenus à partir des plans factoriels complet ou fractionnaires à deux niveaux sont négatifs **[103]**. Ils sont généralement composés de trois parties :

- un plan factoriel complet ou fractionnaire dont les facteurs prennent deux niveaux ;
- au moins, un point expérimental situé au centre du domaine d'étude ;
- un plan en étoile dont les points situés sur les axes sont équidistants au centre du domaine d'étude.

Les travaux de recherche réalisés par M.H. El-axir **[12]** après l'application de la (MSR) utilisant un plan d'expériences composite centré rotatable de deuxième degré de Box-Hunter sur un acier non allié Steel-37 (S235) après galetage, ont révélé que les vitesses de rotation recommandées pour avoir une dureté élevée et une bonne rugosité de surface sont comprises entre 150 et 230 tr/min. Une force de galetage de 35 kgf est recommandée pour

obtenir une meilleure dureté, tandis que pour une bonne rugosité de surface, la force est environ 25 kgf. Enfin pour les meilleurs résultats de rugosité et de dureté de surface une faible avance de galetage et un nombre de passes de l'outil compris entre 3 à 4 passes sont recommandés.

Le même plan de Box-Hunter a été appliqué dans l'étude menée par M. H. El-Axir **[69]** sur l'effet des paramètres du procédé de galetage sur les différents critères de rugosité de surface appliqués sur une surface cylindrique intérieure en alliage d'Aluminium 2014 ont montré que la vitesse de galetage, l'avance et le nombre de passes de l'outil ont l'effet le plus significatif sur tous les profils de rugosité étudiés. Tandis que l'interaction entre la vitesse et le nombre de passes de l'outil et l'interaction entre l'avance et le nombre de passes de l'outil sont les plus significatifs sur la rugosité de surface moyenne Ra, où le résultat obtenu a montré qu'à partir d'une rugosité de surface initiale environ 4 µm la surface de l'éprouvette peut être finie jusqu'à une rugosité moyenne Ra de 0,14 µm.

Dans le travail expérimental établi par T.A. El- Taweel **[104]** un plan composite centré orthogonal de Box-Hunter a été utilisé afin de déterminer des modèles mathématiques liant respectivement la rugosité de surface Ra ainsi que la microdureté HV des éprouvettes en laiton CuZn39Pb2 en fonction des quatre paramètres du régime de galetage à bille à savoir : vitesse, avance, force et nombre de passes de l'outil. Les résultats obtenus ont montré que les quatre paramètres de galetage à bille ont un effet significatif sur la rugosité de surface Ra et la microdureté HV ainsi que leurs interactions. La vitesse d'avance a la plus grande influence sur la rugosité de surface et la plus faible sur sa microdureté. Une microdureté de surface élevée et un bon fini de surface peuvent être obtenus à une vitesse et un nombre de passes élevés respectivement de 75 m/min et 4 passes, une faible vitesse d'avance de 0.05 mm/tr et une faible force de 300 N.

I.7.6.2. Méthode de Taguchi

La méthode de Taguchi est une méthode statistique qui vient enrichir les méthodes de plans d'expériences en améliorant considérablement les plans factoriels complets et fractionnaires. Elle a comme objectif de simplifier le protocole expérimental afin de mettre en évidence l'influence des facteurs sur la réponse, elle se distingue par rapport aux autres méthodes (plans d'expérience) par une réduction importante du nombre d'essais, tout en gardant une bonne précision. À partir d'un modèle fixé préalablement l'expérimentateur choisit librement les facteurs et les interactions à étudier selon le modèle qu'il a fixé. La place de chaque facteur dans le plan de Taguchi a son importance, elle est choisie selon la difficulté de réalisation du facteur dans l'expérience. Cette place dans le plan permettra au facteur le plus difficile à réaliser d'effectuer le moins de changements de niveaux possibles **[110]**. La présentation d'une table de Taguchi se fait de deux manières **[110]** :

1. Tous les facteurs ont le même nombre de niveaux $L_T = (n^C)$, avec n : nombre de niveaux des facteurs, C : nombre de colonnes (facteurs) et T : nombre de lignes (essais).

2. Deux groupes de facteurs ont un nombre de niveaux différents $L_T = (n^C m^R)$, avec n et m : nombre de niveaux des facteurs C et R respectivement, C et R : nombre de colonnes de chaque groupe (facteurs) et T : nombre de lignes.

Une table d'expérience de Taguchi est orthogonale par rapport à un modèle donné si tous les éléments de ce modèle sont orthogonaux dans cette table d'expériences c'est-à dire que tous les facteurs dans cette table sont orthogonaux deux à deux et que l'égalité suivante est vérifiée :

$$T = C_{i,j}\, n_i n_j \qquad \text{(I.15)}$$

Où T : nombre de lignes de la table (essais), $C_{i,j}$: constante d'orthogonalité des facteurs F_i et F_j et n_i et n_j : nombre de niveaux des facteurs F_i et F_j respectivement.

Le choix du nombre d'essais dans une table orthogonale de Taguchi par rapport à un modèle doit vérifier les deux conditions suivantes :

$$T = k\ PPCM\ (n_i n_j, i \neq j)$$
$$T \geq d_m \qquad \text{(I.16)}$$

D'où T : nombre d'essais à réaliser (lignes), k : un nombre entier ≥ 1 et PPCM : le plus petit commun multiple, n_i n_j : nombre de niveaux du facteur F_i et F_j respectivement et d_m : le degré de liberté du modèle = $d_i + d_{ij}$ avec d_i : le degré de liberté du facteur F_i égale à $n_i - 1$, et d_{ij} : le degré de liberté de l'interaction F_{ij} égale à $(n_i - 1)(n_j - 1)$ **[109]**.

La méthode de Taguchi a fait preuve dans plusieurs travaux de recherches sur le galetage dans la manière où elle a été utilisée comme un outil d'optimisation de certains réponses de sortie liées à ce procédé **[10,11-113]**.

A titre d'exemple, lors du galetage à bille appliqué sur des éprouvettes en bronze il a été ont montré par T.A. El-Taweel **[98]** qu'après l'application de la méthode de Taguchi avec une table L_{25}, la force de galetage est le paramètre le plus dominant sur la rugosité de surface Ra et la microdureté HV avec une contribution de 39,87 % et de 42, 85 % sur la rugosité de surface st la microdureté respectivement, suivi par l'avance, la vitesse et le nombre de passes de l'outil. Le régime optimal à la rugosité de surface Ra a été caractérisé par une vitesse de 49 m/min, une avance de 0,15 mm/tr, une force de galetage 150 N et un nombre de passes de 3. Par ailleurs qu'une faible vitesse de 15,07 m/min, une avance de 0,05 mm/tr, une force de galetage élevée de 250 N et un nombre de passes égale à 5 définissent le régime optimal de la microdureté.

Une autre table orthogonale de Taguchi L_{18} a été exploitée dans une étude établie par C.H. Chen **[91]** afin de déterminer un régime optimal de galetage à bille vis-à-vis la rugosité Ra d'une surface plane en acier PDS5 destiné pour la fabrication des moules par injection plastique. Les résultats obtenus ont révélé qu'une bille en carbure de tungstène appliquée à une vitesse de galetage de 200 mm/min sous une force de galetage de 300 N et une avance de 40 µm constituent le régime optimal de galetage qui réduit la rugosité de surface Ra d'environ 1 µm jusqu'à 0,07 µm.

D'autres travaux de recherches menés par B.C. Yeldose **[111]** ont montré que le galetage avec des galets revêtis en Nitrure de Titan «TiN» a donné un meilleur résultat que celui du galetage avec des galets non revêtis et qu'une vitesse de galetage de 60 m/min, une force de 300 N, une avance de 0.028 mm/tr et un nombre de passes de 3 est le régime optimal du procédé de galetage des galets revêtis ayant un effet considérable su la rugosité de surface Ra d'un acier EN24 après optimisation par une table orthogonale de Taguchi $L_9(3^4)$.

I.8. Conclusion

Dans ce chapitre, une étude bibliographique a été consacrée au procédé de galetage qui traite mécaniquement les surfaces des pièces par déformation plastique superficielle. Il ressort de cette recherche bibliographique que le galetage a un effet positif sur l'écrouissage ainsi que la rugosité, la dureté aussi bien que les contraintes résiduelles. Par ailleurs le procédé peut s'appliquer de différentes manières selon l'objectif à atteindre. Dans tous les cas les réponses de sortie qui caractérisent la couche superficielle de la pièce traitée sont fortement influencées par les différents paramètres du procédé qui gouvernent la réponse optimale.

A cet effet l'accent a été mis sur les travaux de recherches ayant mis au point des modèles analytiques qui permettent d'une part de prédire le résultat à partir de différents modèles statistiques et d'autres part d'optimiser la réponse de sortie.

Les plans d'expérience s'avèrent un outil statistique très utile pour le traitement des résultats, la validation des modèles mathématiques et leurs optimisations. Les plans d'expériences obtenus par la méthodologie de surface de réponse ainsi que les plans de Taguchi sont les plus répandus pour la modélisation des effets du galetage.

Tous ces avantages présentés auparavant et imputés au procédé du galetage lui ont permis d'être étendu à plusieurs branches de l'industrie. Sur le plan industriel le galetage s'avère une solution très efficace pour traiter des pièces travaillant dans des conditions sévères tels que : les poinçons de forgeage, la finition des moules d'injection plastique en acier afin d'améliorer l'aspect des surfaces des produits moulés. Il a été proposé comme une solution technique et économique afin d'améliorer la tenue en fatigue de certaines pièces de machines de minerai et des pièces destinées pour le forage des puits de gaz et pétrole. Il est présent aussi bien dans l'industrie aéronautique, que dans celle de l'armement, ou du textile et bien sur dans l'industrie automobile.

Chapitre II

Technique Expérimentale

CHAPITRE II : TECHNIQUE EXPERIMENTALE

II.1 Introduction

Dans ce chapitre, une description des moyens utilisés dans le travail expérimental a été présenté tels que la composition et les caractéristiques des matériaux, l'outil de galetage et les instruments de mesure employés ainsi que la description d'un plan d'expérience composite centré rotatable de deuxième ordre de Box-Hunter basé sur une étude statistique (l'analyse de la variance). La majorité du travail expérimental a été réalisé au niveau de l'atelier de fabrication mécanique de département de génie mécanique de l'université de Boumerdès.

Comme nous l'avons indiqué dans l'introduction générale, l'objectif principal de cette recherche consiste à modéliser les couches superficielles représentées par la rugosité et la dureté de surface pour l'acier S 355 J0 après un traitement mécanique par le procédé de galetage c'est-à-dire de déterminer des modèles mathématiques liant la rugosité et la dureté de surface du matériau ci-cités en fonction des quatre paramètres du régime de galetage à savoir : la force de galetage, la vitesse, l'avance et le nombre de passes de l'outil à partir d'une étude statistique basée sur la méthodologie de surface de réponse en utilisant un plan d'expériences. L'objectif peut être récapitulé dans la figure II.1.

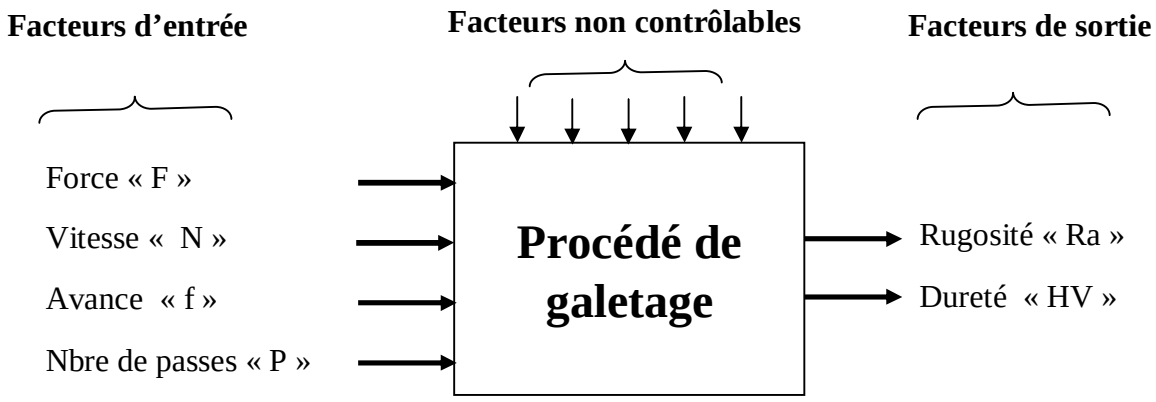


Figure II.1. Facteurs d'entrée et facteurs de sortie en galetage.

Afin d'aboutir à cet objectif, des essais expérimentaux ont été réalisés, en suivant une méthode de recherche expérimentale, passant par plusieurs étapes de travail qui sont détaillées dans ce chapitre.

II.2. Matériau et techniques expérimentales

II.2.1. Matériau

Le matériau étudié est l'acier non allié désigné par S 355 J0 selon la norme NF EN10027-1-2, livrée à l'état brut de laminage. Ce matériau à été sélectionné à cause de son importance dans le domaine industriel et sa bonne aptitude à subir le traitement de galetage.

Une analyse chimique effectuée par absorption atomique a permis de révéler les constituants suivants : 0,12% C ; 0,6% Mn ; 0,55% Si ; 0,045% P ; 0,045% S ; 0,058% Cu et 0,055% Ni.

Les caractéristiques mécaniques du matériau a été définie à l'aide d'un essai de traction (au niveau de la direction de la recherche appliquée (DRA) El-Hadjar, Annaba) effectué sur des éprouvettes cylindriques (ISO 6892-1) prélevées du matériau en question et ont été évaluées par Re = 363,4 MPa, Rm = 427,3 MPa et A % = 34 %. La ténacité a été testée au moyen d'un essai de résilience opéré sous une température de 0 °C sur une éprouvette entaillée en V : l'essai a permis de dégager une valeur KCV = 35 J/cm². La dureté du matériau est de l'ordre de 176 HV.

II.2.2. Microstructure du matériau d'expérience

A l'aide d'une tronçonneuse métallographique type Mecatome T300, référence 51600 appartenant à la direction de la recherche appliquée (DRA) El-Hadjar Annaba (Fig. II.2), des échantillons ont été découpé pour but d'observation sur le microscope-optique, pour cela trois étapes doivent être réalisées pour la préparation des échantillons, qui sont :

1. Polissage de dégrossissage : opération réalisée sur une polisseuse à plateau rotatif avec des papiers abrasifs de différentes granulométries 120-180-320-400-600 **[2]** avec refroidissement à l'eau.
2. Polissage de finition : qui consiste à faire subir à la surface de l'échantillon un frottement au drap sur un disque en rotation imbibé d'une suspension d'alumine puis un autre frottement au feutre sur disque en rotation imbibé aussi d'une suspension d'alumine, ces frottements sont suivis d'un nettoyage à l'eau avec séchage sur papier doux.
3. Attaque chimique : comme les échantillons préparés sont en acier, le réactif d'attaque est le « Nital » **[2,114]**. La durée de l'attaque chimique est de quelques secondes, elle est suivie d'un nettoyage à l'eau et d'un séchage au papier doux.



Figure II.2. Tronçonneuse métallographique « Mecatome T300 ».

La microstructure de l'acier S 355 J0 (Fig. II.3a) a été mise en évidence par voie optique au moyen d'un microscope type Nikon eclipse LV 100 NO disponible au niveau de l'école de métallurgie –Annaba (Fig. II.3b). L'examen révèle un pourcentage élevé de ferrite (grains blanc) plus un faible pourcentage de perlite (grains sombre) ce qui confirme le faible pourcentage de carbone mentionné dans la composition chimique indiquée ci-dessus (acier hypoheutectïde).

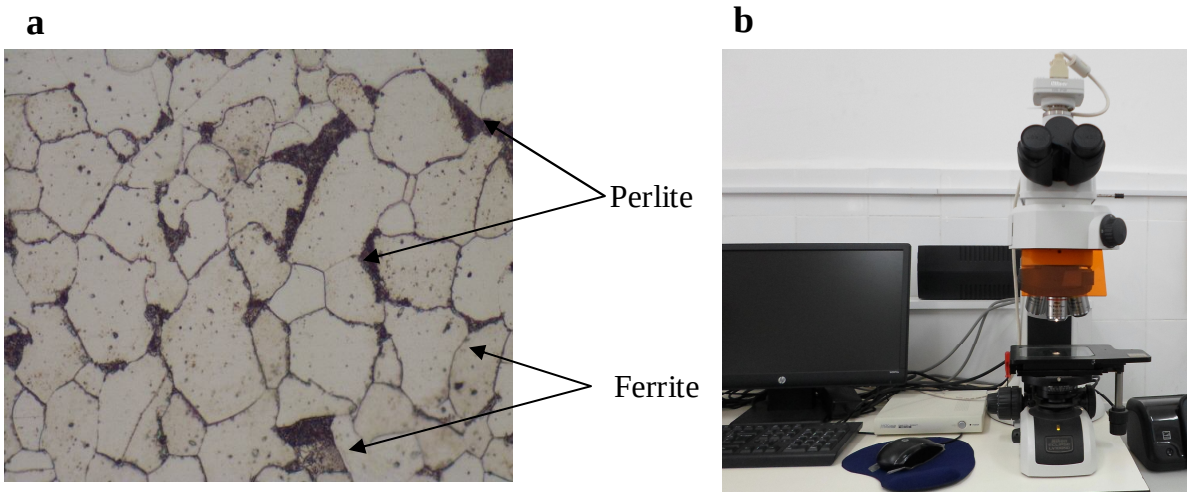


Figure II.3. Micrographie de l'acier S 355 J0 (**a**) et Microscope optique Nikon eclipse LV 100 NO (**b**).

II.2.3. Préparation des éprouvettes d'essai

Les éprouvettes ont été débitées à partir d'une barre cylindrique de diamètre 30 mm et une longueur 6000 mm. Avant de se présenter au galetage conformément au plan d'expérience préalablement établi, chaque éprouvette a été usinée à un diamètre de 26 mm est divisée en cinq paliers de 20 mm de long séparés par des gorges de 2 x 2 mm. Quatre parties ont été tournées puis galetées avec les différents régimes du procédé de galetage alors que la cinquième partie a été seulement tournée pour servir de référence et permettre une comparaison (Fig. II.4).

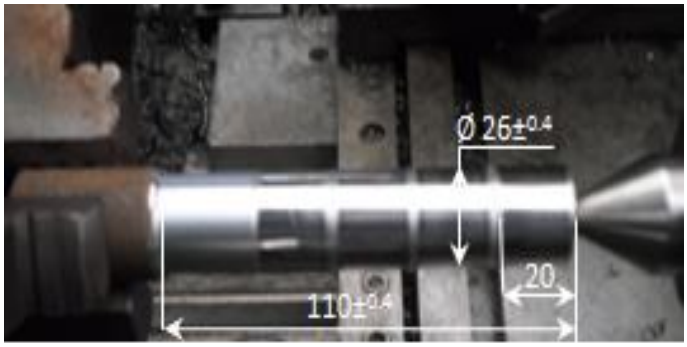


Figure II.4. Géométrie et dimensions de l'éprouvette d'essai.

La préparation à lieu sur un tour conventionnel type « gallic 16n » disponible au niveau de l'atelier de fabrication mécanique de génie mécanique de l'université de M'hamed Bougara-Boumerdès (Fig. II.5). Ses caractéristiques sont récapitulées dans le tableau II.1.



Figure II.5. Tour conventionnel type « gallic 16n ».

Tableau II.1. Principaux caractéristiques du tour conventionnel « gallic 16n ».

Hauteur de pointes	200 mm
Ø admis au dessus du banc et du traînard	415 mm
Ø admis au dessus du chariot transversal	224 mm
Longueur entre pointes	1000-1500 mm
Puissance du moteur principal	10 CV
Alésage de la broche	45 mm
Cône de la pointe	CM 4
Nombre de vitesses	16
Gamme de vitesses	40 à 2000 tr/min
67 avances longitudinales	0,05 à 4,75 mm/tr
67 avances transversales	0,025 à 2,37 mm/tr
68 filets métriques	0,3 à 19,2 mm
Pas de la vis mère	6 mm
Graduation du vernier au Ø	0,02 mm
Graduation du vernier longitudinale	1 mm
Avance rapide longitudinale	3 m/min
Avance rapide transversale	1,5 m/min
Puissance du moteur	0,5 CV

Afin d'assurer une bonne rigidité durant l'usinage, la pièce a été mise en place à l'aide d'un montage mixte (mandrin + contre pointe), la rigidité a été vérifiée par l'Eq. II.1 **[115]**:

$$\frac{L^{0,75}}{D} \leq 2 \qquad (II.1)$$

Avec L et D, respectivement la longueur et le diamètre de l'éprouvette à l'état brut.

Pour L = 110 mm et D = 30 mm, d'après l'Eq. (II.1) : $\frac{L^{0,75}}{D} = \frac{110^{0,75}}{30} = 1,13 \leq 2$, La rigidité de notre montage est vérifiée.

Les conditions de coupe effectuées au moyen d'un outil à plaquette en carbure P15 type DNMG 15-06-08 ayant une géométrie illustré dans le tableau II.2, ont été caractérisées par une fréquence de rotation de la broche de 1000 tr/min, une avance de l'outil de 0,18 mm/tr et une profondeur de coupe de 1 mm.

La figure II.6 représente le routage d'usinage utilisé afin de réaliser les éprouvettes d'expériences.

Tableau II.2. Géométrie de l'outil de coupe.

Géométrie	**Angle**
Angle de dépouille principale	$\alpha = 6°$
Angle d'attaque	$\gamma = -6°$
Angle de direction principale	$\varphi_r = 93°$
Angle de direction auxiliaire	$\varphi_{r\,aux} = 32°$

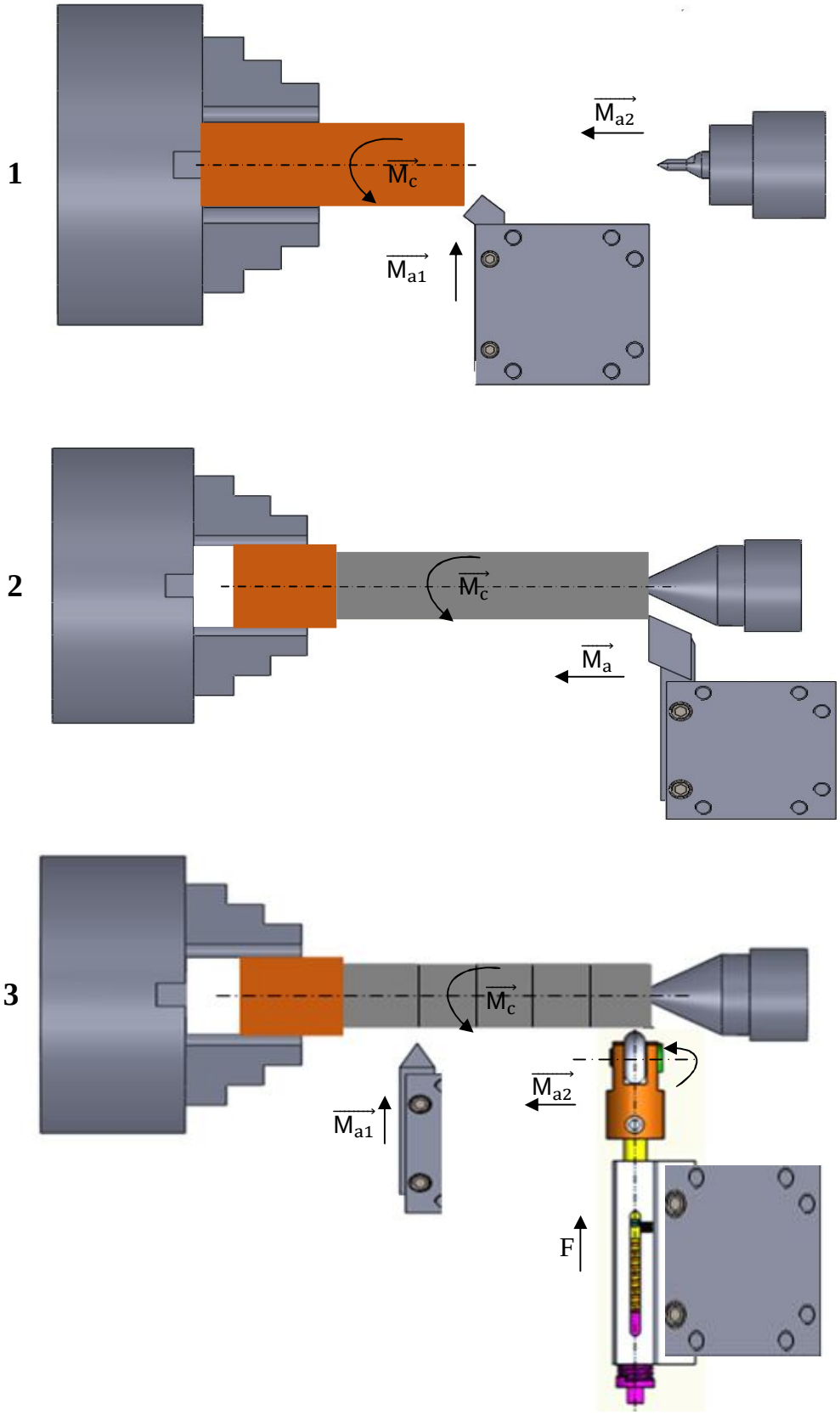


Figure II.6. Routage d'usinage des éprouvettes d'essais : **1-** Dressage+centrage ; **2-** Chariotage et **3-** Galetage.

II.2.4. Mesure de la rugosité de surface

Les mesures de la rugosité ont été effectuées respectivement au moyen d'un rugosimètre de marque Mitutoyo série SJ-201P/R avec une longueur de palpage de 0.8 mm effectuée cinq fois de suite d'où une longueur totale d'évaluation de 4 mm (0,8 mm*5). Le rugosimètre est par ailleurs capable de transcrire le signal reçu en critère Rz ou Ra avec une précision de ±15% (Fig. II.7a). Pour une bonne efficacité des essais et une précision accrue de mesure, le rugosimètre a été intégré par un montage spécial sur le tour (Fig. II.7b) et une valeur moyenne de trois mesures a été enregistrée pour chaque essai.

a **b**

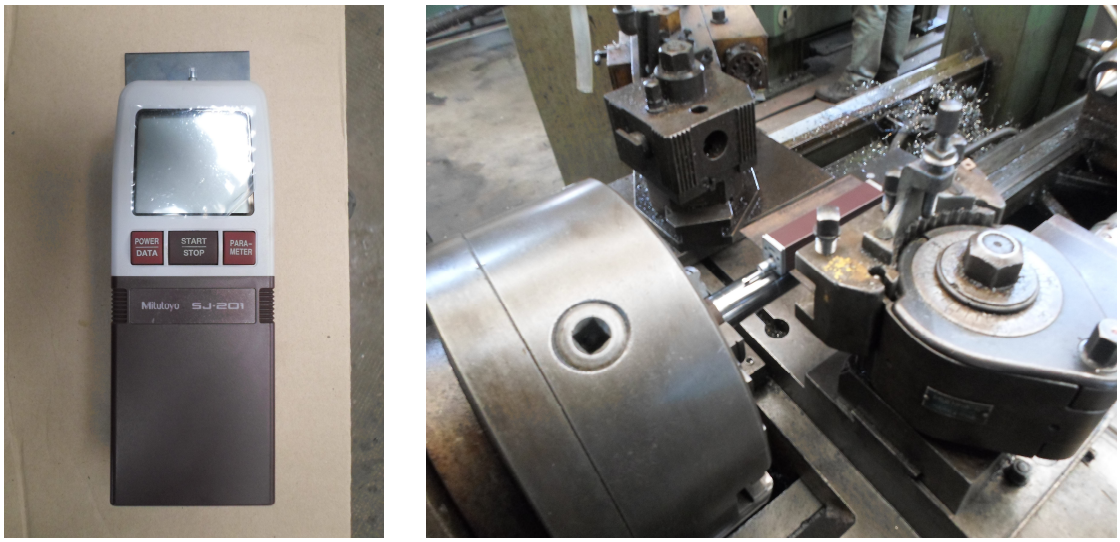


Figure II.7. Rugosimètre portable Mitutoyo SJ-201P/R (**a**) et Montage du rugosimètre sur le tour (**b**).

II.2.5. Mesure de la dureté de surface

La dureté a été testée au moyen d'un duromètre universel type « Innovatest » série NEXUS 7000 à indentateur Vickers et affichage digital (Fig. II.8). L'appareil doté d'un bras micrométrique et d'un écran digital permet de tester la dureté à différents pas d'essai sur toute la génératrice de la pièce et de convertir la valeur mesurée en d'autre critère de dureté. Les essais ont été conduits sous une charge de 10 kgf appliquée pendant 15 s (HV10/15). Conformément à la norme ISO 6507 relative aux essais de dureté sur des surfaces cylindriques, chaque valeur mesurée de la dureté a été multipliée par un facteur de correction avant d'être définitivement retenue.

a **b**



Figure II.8. Duromètre Innovatest NEXUS 7000 (**a**) et Empreinte du pénétrateur HV après mesure (**b**).

A l'état initial après tournage, les essais de rugosité et de dureté ont permis d'enregistrer des valeurs moyennes de Ra = 2,5 µm et HV10 = 176.

II.3. Opération du galetage

II.3.1. Description de l'outil

L'opération du galetage est effectuée sur un tour au moyen d'un dispositif conçu et fabriqué par nos propres soins. L'outil est composé d'un corps **(1)** qui sert à le fixer aisément dans le porte outil du tour. La partie active est un galet **(4)** en acier 100 C 6 d'une dureté de 63 HRC, fabriqué avec une rugosité de surface de 0.015 µm et un rayon de courbure de 3 mm (Fig. II.9a). Son montage sur le corps est assuré par l'intermédiaire d'une chape **(5)** ajustée sur l'axe principal **(6)** par une vis à six pans **(7)** (fig. II.9b).

La conception de l'outil de galetage proposée dans ce travail a été réalisée d'une part aux ateliers d'El-Hdjar (AMM) – Annaba et d'autre part à l'atelier de fabrication de mécanique de Génie Mécanique de l'université M'hamed Bougara – Boumerdès. Le dessin d'ensemble de l'outil de galetage ainsi que les principaux dessins de définition des pièces qui constituent l'outil sont indiqués en annexe 1.

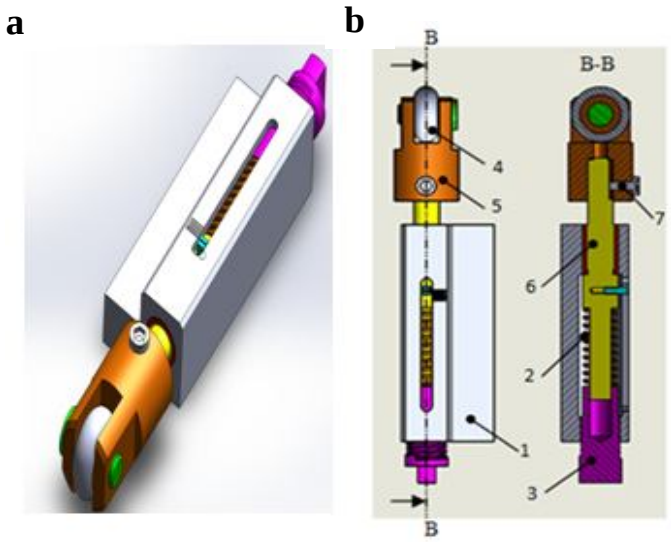


Figure II.9. Outil de galetage, **a)** vue en perspective **b)** vue détaillée : **1-** corps, **2-** ressort, **3-** tige filetée, **4-** galet, **5-** chape, **6-** axe principal et **7-** vis hexagonal.

II.3.2. Principe de fonctionnement de l'outil

L'effort de galetage est assuré par une tige fileté **(3)** qui agit sur la raideur du ressort **(2)**. L'étalonnage de différentes forces de galetage est assuré par l'application successive des poids de différentes masses et la compression correspondante du ressort. A cet effet on a retenu un déplacement de 5 mm du ressort pour approximativement un effort de galetage de 5 kgf. A la différence près que la déformation plastique superficielle est assurée par un effort de formage exercé par le galet sur la pièce animée d'un mouvement de rotation. Le mouvement d'avance étant attribué à l'outil (Fig. II.10).

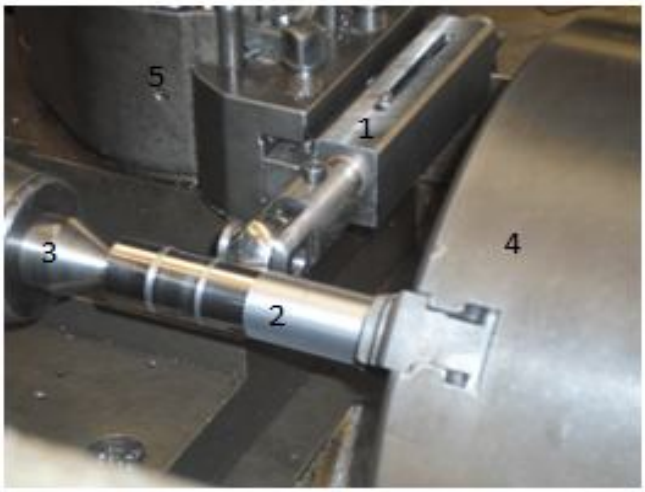


Figure II.10. Montage expérimental du procédé de galetage : 1- outil de galetage ; 2- éprouvette ; 3- contre pointe ; 4- mandrin et 5- porte outil.

Le travail est effectué à sec. Toutes fois avant l'opération de galetage la surface à traiter et le galet de l'outil doivent être nettoyés soigneusement à l'alcool afin d'éviter l'incrustation des petites particules dures dans la zone de contact outil-pièce et susceptibles de rayer l'un ou les deux éléments.

L'opération est conduite sous un régime tenant compte de la dureté initiale du matériau et de la rigidité du système Machine-Outil-Pièce (M.O.P). Ce régime auparavant déterminé **[11]** est consigné dans le tableau II.3.

II.3.3. Etalonnage (calibrage) de l'outil

Le calibrage (étalonnage) de l'outil de galetage a été effectué par l'application d'une charge et l'enregistrement de la raideur du ressort de l'outil (déplacement).

L'opération consiste à enlever la partie active de l'outil. Fixer le corps de l'outil verticalement dans un étau. Appliquer des disques de différents poids et repérer le déplacement de l'axe sur le corps de l'outil préalablement gradué pour différentes valeurs des forces de galetage. Pour de grandes valeurs de l'effort de galetage et pour parer aux grands déplacements de l'axe, on augmente la rigidité du ressort au moyen d'une tige filetée. L'opération est répétée pour chaque valeur de l'effort à étalonner (10, 15, 20 et 25 kgf).

II.4. Plan d'expérience

L'objectif principal est de dégager une relation entre la rugosité (Ra) et la dureté (HV) en fonction des paramètres du galetage. Pour cette raison, le plan composite centré rotatable de deuxième degré de Box-Hunter **[69,116]** s'avère le plus convenable pour décrire les réponses de sortie. Grâce à ce plan, toutes les valeurs naturelles des facteurs d'entrée appartenant à l'espace expérimental exploité peuvent être réglées sans correction sur la machine outil utilisée. Selon ce plan, le nombre d'essais N est défini par la relation suivante :

$$N = N_f + N_\alpha + N_0 \qquad \text{(II.2)}$$

Avec :

$N_f = 2^k$: Nombre d'essais d'un plan factoriel complet (Fig. II.11).

k : Nombre de paramètres d'entrée étudiés.

$N_\alpha = 2k$: Nombre d'essais en étoile sur les axes à une distance α du centre du domaine avec :

$\alpha = \sqrt[4]{N_f}$: Nombre de points étoiles sur les faces du cubes (Fig. II.11).

N_0 : Nombre d'essais au centre du domaine choisi **[103]**.

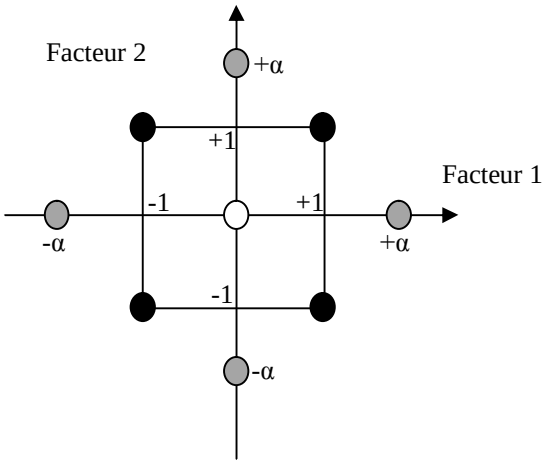


Figure II.11. Plan composite centré pour deux facteurs. Les points factoriels en noirs, les points en étoile en gris et les points centraux en blanc **[103]**.

L'Eq. II.2 permet de dégager pour les 4 facteurs étudiés dans le cadre de ce travail un nombre de 31 essais. 16 essais d'entre eux qui constituent le plan factoriel complet (N_f) sont réalisés en combinant les niveaux extrêmes des différents paramètres. 8 autres essais composant un plan en étoile (N_α) sont conduits avec valeurs extrêmes élargies au coefficient $\alpha = \pm 2$ qu'on combine avec les valeurs médianes de chaque intervalle de variation de paramètres d'entrée. Enfin un essai répété 7 fois (N_0) est conduit avec valeurs médianes des domaines de variations de chacun des facteurs envisagés. De cette façon chacun des 4 facteurs constituant les variables d'entrée est considéré pour 5 niveaux. Le tableau II.3 illustre les valeurs naturelles et codées (x_i) des différents niveaux de chaque paramètre.

Tableau II.3. Codes et niveaux de variation des paramètres du galetage.

Paramètres	**Codes**	**Niveaux**				
		-2	**-1**	**0**	**1**	**2**
Force F [kgf]	x_1	5	10	15	20	25
Nombre de passes P	x_2	1	2	3	4	5
Vitesse de rotation N [tr/min]	x_3	200	400	600	800	1000
Avance f [mm/tr]	x_4	0,05	0,075	0,1	0,125	0,15

Le plan de Box-Hunter est défini par la combinaison des valeurs de l'ensemble des paramètres représentée sous forme de matrice d'expériences (Tableau. II.4). La réponse de sortie (y) peut être prédite d'après le modèle quadratique décrit par l'équation II.3:

$$\hat{Y} = a_0 + a_1x_1 + a_2x_2 + a_3x_3 + a_4x_4 + a_{11}x_1^2 + a_{22}x_2^2 + a_{33}x_3^2 + a_{44}x_4^2 + a_{12}x_{12} + {}_{13}\,x_{13} + a_{14}x_{14} + a_{23}x_{23} + a_{24}x_{24} + a_{34}x_{34} + e \quad \text{(II.3)}$$

Le passage des variables naturels aux variables codées x_i, et inversement, est donné par les équations (II.4) à (II.7)

$$x_1 = \frac{F-15}{5} \quad \text{(II.4)}$$

$$x_2 = \frac{P-3}{1} \quad \text{(II.5)}$$

$$x_3 = \frac{N-600}{200} \quad \text{(II.6)}$$

$$x_4 = \frac{f-0,1}{0,05} \quad \text{(II.7)}$$

Tableau II.4. Matrice d'expérimentation de Box-Hunter.

	Force		Nb. de passes		Vitesse		Avance	
Essai	codé	Naturel	codé	Naturel	codé	Naturel	codé	Naturel
	x_1	F	x_2	P	x_3	N	x_4	f
1	-1	10	-1	2	-1	400	-1	0.075
2	+1	20	-1	2	-1	400	-1	0.075
3	-1	10	+1	4	-1	400	-1	0.075
4	+1	20	+1	4	-1	400	-1	0.075
5	-1	10	-1	2	+1	800	-1	0.075
6	+1	20	-1	2	+1	800	-1	0.075
7	-1	10	+1	4	+1	800	-1	0.075
8	+1	20	+1	4	+1	800	-1	0.075
9	-1	10	-1	2	-1	400	+1	1.25
10	+1	20	-1	2	-1	400	+1	1.25
11	-1	10	+1	4	-1	400	+1	1.25
12	+1	20	+1	4	-1	400	+1	1.25
13	-1	10	-1	2	+1	800	+1	1.25
14	+1	20	-1	2	+1	800	+1	1.25
15	-1	10	+1	4	+1	800	+1	1.25
16	+1	20	+1	4	+1	800	+1	1.25
17	-2	5	0	3	0	600	0	0.1
18	+2	25	0	3	0	600	0	0.1
19	0	15	-2	1	0	600	0	0.1
20	0	15	+2	5	0	600	0	0.1
21	0	15	0	3	-2	200	0	0.1
22	0	15	0	3	+2	1000	0	0.1
23	0	15	0	3	0	600	-2	0.05
24	0	15	0	3	0	600	+2	0.15
25	0	15	0	3	0	600	0	0.1
26	0	15	0	3	0	600	0	0.1
27	0	15	0	3	0	600	0	0.1
28	0	15	0	3	0	600	0	0.1
29	0	15	0	3	0	600	0	0.1
30	0	15	0	3	0	600	0	0.1
31	0	15	0	3	0	600	0	0.1

Les étapes de calcul permettant de dégager les coefficients du modèle de l'Eq. II.3 sont développés en annexe 2.

II.5. Conclusion

La réponse de sortie est conditionnée entre autres par la performance et la rigidité de l'outil. Dans cette partie expérimentale nous avons conçu et fabriqué un outil de galetage qui peut supporter aisément le travail avec tous les paramètres du traitement tel que recommandé par la matrice d'expérimentation, utilisant un plan d'expériences composite centré rotatable de deuxième ordre de Box-Hunter qui simplifie l'organisation des essais expérimentaux et qui permet de prédire la rugosité et la dureté des couches superficielles du matériau d'essai en fonction des paramètres de galetage. Les résultats obtenus sont illustrés dans le chapitre qui suit.

Chapitre III

Analyse et discussion des résultats

CHAPITRE III : ANALYSE ET DISCUSSION DES RESULTATS

III.1. Introduction

Dans ce chapitre, les traitements des résultats expérimentaux ont fait l'objet d'un logiciel (tableur) de calcul Minitab-16 afin de prédire à partir des modèles mathématiques la rugosité et la dureté de surface du matériau d'essais en fonction des quatre paramètres du régime de galetage, les modèles sont ensuite validés par l'analyse de la variance (ANOVA) en s'appuyant sur plusieurs grandeurs statistiques tels que le critère de t-Student, de Fisher et le coefficient de détermination. En fin de ce chapitre les modèles finaux retenus ont été illustrés graphiquement par des courbes de prédiction suivies par une analyse et discussion.

III.2. Résultats et discussion

III.2.1. Résultats expérimentaux

Les facteurs d'entrée (F, P, N et f) ont été combinés conformément à la matrice de Box-Hunter (Tableau. III.1). de chaque combinaison découle une valeur des paramètres de sortie Y_1 et Y_2 qui caractérise respectivement la rugosité et la dureté de surface. Les résultats des essais montrent que la rugosité varie de 0,15 à 1,31 µm, alors que les duretés obtenues couvrent un domaine de 177 à 226 HV. A premier constat on remarque que le galetage améliore la rugosité et la dureté de surface.

III.2.2 Modélisation des réponses de sortie

La résolution de l'équation II. 3 (§ II.5) du modèle quadratique pour la prédiction des réponses de sortie (Ra et HV) a été effectuée au moyen du logiciel Minitab16 qui permet entre autre d'analyser la variance (ANOVA) et d'évaluer l'importance des coefficients (a_i) et par conséquent le taux d'influence de chacun des paramètres du galetage sur les réponses de sortie. L'importance des coefficients les plus significatifs a été mise au moyen du test de Student (Tableau. III.2). A cet effet, les coefficients (a_i) les plus significatifs sont ceux dont la valeur dépasse celle du coefficient de Student standard estimé avec une erreur (*p*-value) de 5 % à : $t_{0,05\text{ - }16} = 1,746$.

Le modèle est considéré statistiquement signifiant si la probabilité (*p*-value) est inférieure à 0,05 (95% de confiance). Une faible *p*-value indique une signification statistique pour la source des réponses correspondante. Un autre coefficient important est le coefficient de détermination R^2 qui définit le rapport de variation des résultats du modèle et ceux de l'expérience. Lorsque ce coefficient s'approche de l'unité cela veut dire que le modèle convient parfaitement aux résultats de mesure des réponses de sortie envisagées.

Tableau III.1. Matrice d'expérience et résultat expérimental.

Essai	Force		Nb. de passes		Vitesse		Avance		Rugosité	Dureté
	codé	Naturel	codé	Naturel	codé	Naturel	codé	Naturel	Naturel	Naturel
	x_1	F	x_2	P	x_3	N	x_4	f	Y_1	Y_2
1	-1	10	-1	2	-1	400	-1	0.075	0,51	203
2	+1	20	-1	2	-1	400	-1	0.075	0,21	208
3	-1	10	+1	4	-1	400	-1	0.075	0,39	193
4	+1	20	+1	4	-1	400	-1	0.075	0,20	206
5	-1	10	-1	2	+1	800	-1	0.075	0,16	226
6	+1	20	-1	2	+1	800	-1	0.075	0,33	198
7	-1	10	+1	4	+1	800	-1	0.075	0,50	216
8	+1	20	+1	4	+1	800	-1	0.075	0,28	209
9	-1	10	-1	2	-1	400	+1	1.25	0,15	177
10	+1	20	-1	2	-1	400	+1	1.25	0,43	196
11	-1	10	+1	4	-1	400	+1	1.25	0,15	184
12	+1	20	+1	4	-1	400	+1	1.25	0,50	210
13	-1	10	-1	2	+1	800	+1	1.25	0,53	191
14	+1	20	-1	2	+1	800	+1	1.25	1,31	190
15	-1	10	+1	4	+1	800	+1	1.25	0,38	196
16	+1	20	+1	4	+1	800	+1	1.25	1,27	202
17	-2	5	0	3	0	600	0	0.1	0,36	190
18	+2	25	0	3	0	600	0	0.1	0,95	201
19	0	15	-2	1	0	600	0	0.1	0,36	196
20	0	15	+2	5	0	600	0	0.1	0,31	201
21	0	15	0	3	-2	200	0	0.1	0,15	190
22	0	15	0	3	+2	1000	0	0.1	0,45	199
23	0	15	0	3	0	600	-2	0.05	0,15	222
24	0	15	0	3	0	600	+2	0.15	0,78	197
25	0	15	0	3	0	600	0	0.1	0,27	198
26	0	15	0	3	0	600	0	0.1	0,17	191
27	0	15	0	3	0	600	0	0.1	0,20	191
28	0	15	0	3	0	600	0	0.1	0,20	194
29	0	15	0	3	0	600	0	0.1	0,19	202
30	0	15	0	3	0	600	0	0.1	0,25	203
31	0	15	0	3	0	600	0	0.1	0,30	203

Tableau III.2. Coefficients a_i des modèles et leurs significations.

	Rugosité de surface Ra				**Dureté de surface HV**			
Coefficients	**valeur**	**E-type**	***t* - Student**	***p*-value**	**valeur**	**E-type**	***t* - Student**	***p*-value**
$\mathbf{a_0}$	0,2257*	0,03596	6,276	< 0,0001	197,4286*	1,5142	130,384	< 0,0001
$\mathbf{a_1}$	0,1225*	0,01942	6,307	< 0,0001	2,2917*	0,8178	2,802	0,013
$\mathbf{a_2}$	-0,0025	0,01942	-0,129	0,899	1,5417*	0,8178	1,885	0,078
$\mathbf{a_3}$	0,1175*	0,01942	6,05	< 0,0001	2,875*	0,8178	3,516	0,003
$\mathbf{a_4}$	0,1417*	0,01942	7,294	< 0,0001	-6,7917*	0,8178	-8,305	< 0,0001
$\mathbf{a_{11}}$	0,1102*	0,01779	6,195	< 0,0001	-0,3467	0,7492	-0,463	0,65
$\mathbf{a_{22}}$	0,0302	0,01779	1,699	0,109	0,4033	0,7492	0,538	0,598
$\mathbf{a_{33}}$	0,0214	0,01779	1,208	0,245	-0,5967	0,7492	-0,797	0,437
$\mathbf{a_{44}}$	0,0627*	0,01779	3,526	0,003	3,1533*	0,7492	4,209	0,001
$\mathbf{a_{12}}$	-0,0063	0,02379	-0,263	0,796	2,6875*	1,0016	2,683	0,016
$\mathbf{a_{13}}$	0,0925*	0,02379	3,889	0,001	-5,8125*	1,0016	-5,803	< 0,0001
$\mathbf{a_{14}}$	0,1775*	0,02379	7,462	< 0,0001	4,1875*	1,0016	4,181	0,001
$\mathbf{a_{23}}$	0,01	0,02379	0,42	0,68	0,5625	1,0016	0,562	0,582
$\mathbf{a_{24}}$	-0,0175	0,02379	-0,736	0,473	3,0625*	1,0016	3,058	0,008
$\mathbf{a_{34}}$	0,1438*	0,02379	6,043	< 0,0001	-1,6875	1,0016	-1,685	0,111

Valeur standard de t de Student test : $t_{0,05\text{ - }16} = 1,746$.
* Coefficient significatif.

Après résolution du modèle et appréciation des coefficients les plus significatifs, les deux réponses de sorties prédites sont données sous forme codée comme suit :

$$R_a = 0,2735 + 0,1225x_1 + 0,1175x_3 + 0,1417x_4 + 0,1053x_1^2 + 0,0578x_4^2 + 0,0925x_{13} + 0,1775x_{14} + 0,1438x_{34} \quad \text{(III.1)}$$

$$HV = 196,974 + 2,2917x_1 + 1,5417x_2 + 2,875x_3 - 6,7917x_4 + 3,201x_4^2 + 2,6875x_{12} - 5,8125x_{13} + 4,1875x_{14} + 3,0625x_{24} \quad \text{(III.2)}$$

L'analyse de la variance (ANOVA) pour valider les modèles (Eq. III.1 et III.2) a été sanctionnée par le test de Fisher (Tableau. III.3). L'analyse statistique des résultats de la rugosité dont les termes d'ordre 1 possèdent 3 degrés de liberté (avec un résidu de 22) a fait apparaitre une valeur standard du rapport de Fisher (pour le niveau significatif $\alpha = 0,05$) $F_{0,05\ (3,\ 22)} = 3,10$. Pour les termes d'ordre 2 ayant 5 degrés de liberté et pour le même résidu le rapport (coefficient) est de $F_{0,05\ (5,\ 22)} = 2,71$.

Tableau III.3. Test de Fisher pour la rugosité et dureté de surface.

Réponses	Source des variations	Somme des carrés	Degrés de liberté dll	Carré moyen	Fisher
Rugosité de surface Ra	**Termes d'ordre 1**	1,17317	3	0,391056	45,78
	Termes d'ordre 2	1,36439	5	0,272878	31,94273
	Résidus	0,18794	22	0,008543	
	Total	2,7255	30 (N-1)		
La valeur standard du rapport de Fisher pour le niveau significatif $\alpha = 0,05$ et degrés de liberté 3 et 22 est $F_{0,05\ (3,\ 22)} = 3,10$ et à un degré de liberté 5 et 22est $F_{0,05\ (5,\ 22)} = 2,71$.					
Dureté de surface HV	**Termes d'ordre 1**	1488,5	4	372,13	23,9
	Termes d'ordre 2	1388,13	5	277,63	17,83
	Résidus	327,05	21	15,57	
	Total	3203,68	30 (N-1)		
La valeur standard du rapport de Fisher pour le niveau significatif $\alpha = 0,05$ et degrés de liberté 4 et 21est $F_{0,05\ (4,\ 21)} = 2,87$ et à un degré de liberté 5 et 21est $F_{0,05\ (5,\ 21)} = 2,71$.					

En ce qui concerne la dureté la même analyse statistique a révélé pour le même niveau significatif ($\alpha = 0,05$) un nombre de degrés de liberté de 4 et 5 pour les termes d'ordre 1 et 2 respectivement. Avec un résidu de 21, la valeur standard du rapport de Fisher est de $F_{0,05\ (4,\ 21)} = 2,87$ et $F_{0,05\ (5,\ 21)} = 2,71$ pour ces deux termes respectivement. Ce résultat a été apprécié avec des coefficients de détermination (R^2) de 93,1% et 89,8% pour la rugosité et la dureté respectivement.

III.2.3. Discussion

L'analyse des équations finales des modèles de la rugosité et de la dureté ont permis de dégager les paramètres du régime de galetage les plus significatifs et l'influence de leurs interactions sur les réponses de sorties. Il est à remarquer que la rugosité prédite (Eq. III.1) est fortement influencée par l'avance, la force de galetage ainsi que la vitesse de rotation de la pièce. La rugosité augmente proportionnellement avec ces trois facteurs qui représentent les paramètres les plus significatifs du galetage. La dureté semble être plus affectée par l'avance de l'outil dont l'augmentation réduit la valeur (Eq. III.2). A un moindre degré d'influence, la vitesse de rotation, la force et le nombre de passes de l'outil de galetage sont respectivement les autres paramètres les plus influents. Leurs augmentations sont favorables à la dureté.

Les deux modèles de prédictions montrent bien que les interactions de l'effort de galetage avec la vitesse (F-N) et l'avance (F-f) ainsi que la vitesse avec l'avance (N-f) peuvent influencer l'évolution de la rugosité.

Lorsque la force du galetage interagit avec le nombre de passes (F-P), l'avance (F-f) et la vitesse (F-N) ou lorsque le nombre de passe est combiné à l'avance (P-f), c'est la dureté qui se trouve affectée d'une façon ou d'une autre.

Afin d'étudier l'effet du régime de galetage sur la rugosité et dureté de surface, des courbes ont été tracées, indiquant ainsi l'effet de chaque paramètre du régime de galetage sur la rugosité de surface tout en gardant les autres paramètres à leurs valeurs moyennes qui correspond au niveau « 0 » (voir tableau II.3 § II.5).

III.3. Effet des paramètres principaux de galetage sur la rugosité

III.3.1. Effet de la force de galetage sur la rugosité

La figure III.1 illustre l'effet de la force de galetage sur la rugosité de surface, la courbe montre que pour des faibles valeurs de la force de galetage la rugosité de surface est élevée, mais lorsque la force augmente en plus la rugosité de surface diminue graduellement, car chaque augmentation de la force permettra à l'outil de bien pénétrer dans la surface produisant ainsi un bon écrasement des aspérités de surface et les crêtes de la surface traitée se flue mieux dans les creux de cette dernière, menant à un aplatissement de la surface analogue à un polissage. Un phénomène d'écaillage se produit et la rugosité de surface se dégrade graduellement cela est dû à la capacité du matériau à l'écrouissage lorsque la force de galetage dépasse une valeur supérieure à 15 kgf.

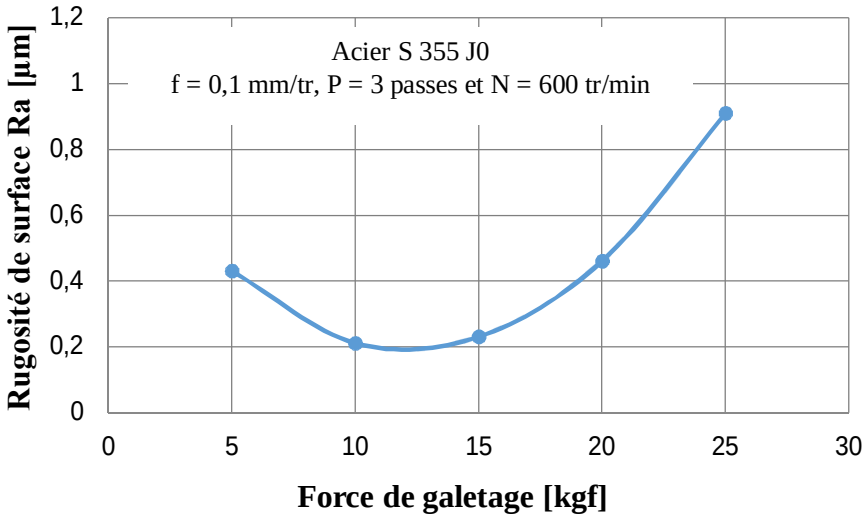


Figure III.1. Effet de la force de galetage sur la rugosité de surface.

III.3.2. Effet du nombre de passes de l'outil sur la rugosité

L'effet du nombre de passes de l'outil de galetage sur la rugosité de surface est indiqué sur la figure III.2. A un faible nombre de passes la rugosité de surface est élevée, par contre au fur et à mesure que le nombre de passes de l'outil augmente la rugosité de surface diminue graduellement. L'action du passage de l'outil plusieurs fois sur la même surface traitée à plus de chance d'écraser les aspérités et reliefs laissés par le procédé antérieur (tournage). Cependant au delà de 3 passes la rugosité de surface se dégrade. Cela peut être expliqué par le fait que chaque matériau à une capacité bien définie à l'écrouissage c'est-à-dire un écrouissage

en plus (sursaturation) du matériau favorise ainsi l'apparition du phénomène de l'écaillage sur la surface qui a un effet nuisible sur la qualité de la surface traitée.

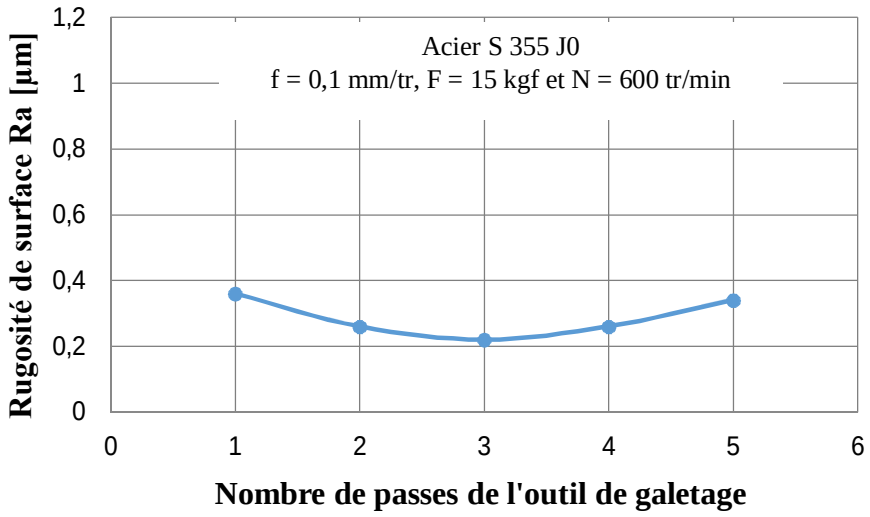


Figure III.2. Effet du nombre de passes de l'outil sur la rugosité de surface.

III.3.3. Effet de la vitesse de rotation sur la rugosité

La figure III.3 illustre l'influence de la vitesse de rotation de galetage sur la rugosité de surface, la rugosité augmente proportionnellement avec l'augmentation de la vitesse de rotation. Cela peut être expliqué par la faible durée de contact entre la surface traitée ainsi que la surface de l'outil dû aux vitesses de galetage élevées causant ainsi le phénomène de broutement. De bonnes rugosités de surface sont obtenues lorsque les vitesses de rotation de l'outil sont faibles, un bon contact entre la surface traitée et celle du galet permet un écrasement accentué des aspérités de surface ce qui oblige les crêtes de cette surface de se fluer en plus dans les creux de cette dernière. Cette action mène à une amélioration de la finition de la surface traitée.

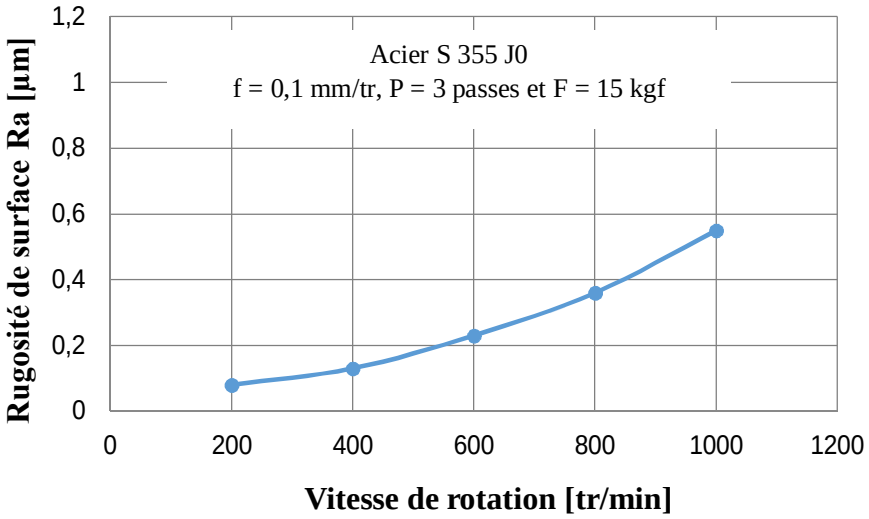


Figure III.3. Effet de la vitesse de rotation sur la rugosité de surface.

III.3.4. Effet de l'avance de galetage sur la rugosité

La figure III.4 montre que l'effet de l'avance de galetage cause une augmentation de la rugosité de surface quand l'avance est élevée. La meilleure rugosité est enregistrée avec les faibles avances de galetage car le pas entre les deux traces successives de l'outil de galetage est faible et permet à l'outil d'écraser en plus les aspérités de surface laissées par le procédé antérieur (tournage). Par contre lorsque l'avance de galetage est élevée la distance entre deux traces de l'outil de galetage est importante et beaucoup d'aspérités de surface laissées par le procédé antérieur (tournage) sont loupées par l'outil de galetage, qui résulte moins d'amélioration dans la finition da la surface traitée.

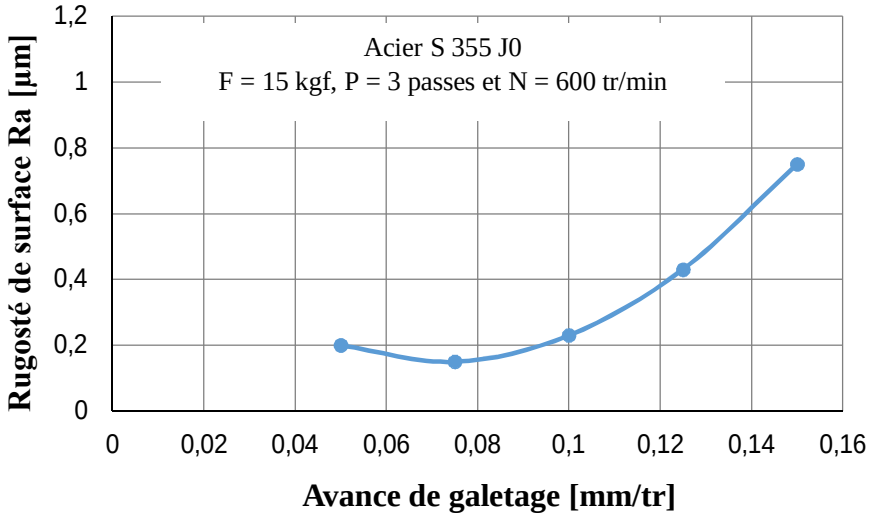


Figure III.4. Effet de l'avance de galetage sur la rugosité de surface.

III.4. Effet des interactions des paramètres de galetage sur la rugosité

Les principales interactions ont été mises en évidence à partir d'une résolution graphique des modèles de prédiction des deux réponses de sorties. Les courbes de l'effet de principales interactions entre les paramètres du régime de galetage ont été tracées au moyen du logiciel Design expert et montrent l'influence simultanée de deux principaux paramètres de galetage alors que les deux autres paramètres ont été fixés à leurs niveaux moyens (Tab. II.3).

III.4.1. Effet la force de galetage et la vitesse de rotation sur la rugosité

La figure III.5 illustre l'effet de la force de galetage et la vitesse de rotation sur la rugosité (Ra). L'aspect de surface est d'autant plus meilleur qu'une augmentation de la force est combinée à de faibles valeurs de la vitesse de rotation de la pièce. Dans ce cas la plus faible rugosité est obtenue pour une force de 15 kgf. On estime que jusqu'à cette valeur de la force, le galet offre les meilleures performances d'écraser les aspérités de rugosité et de les mieux remplir dans les crêtes et par conséquent le profil de rugosité est mieux aplatit et la

surface est plus lisse (moins rugueuse). Au delà de 15 kgf, l'effet de la force s'inverse quelque soit la vitesse associée et l'état de surface s'altère. Le phénomène prend de l'ampleur pour les grandes vitesses puisque dans ce cas le système outil-pièce perd de sa rigidité et donne naissance au phénomène de broutement dans la zone de mise en œuvre (contact outil pièce). Toutefois, le meilleur résultat est enregistré pour une force de galetage de 25 kgf et une vitesse de rotation de 200 tr/min. En effet une grande force de galetage assure une meilleure pénétration de l'outil dans la couche superficielle et par conséquent un nivellement harmonique des aspérités d'usinage par écrasement des crêtes des sillons dans leurs creux. Le lissage du profil de rugosité qui en résulte est d'autant plus favorisé que la vitesse de rotation de la pièce est prise à son niveau bas puisque dans ce cas le temps de contact outil-pièce est tel que l'outil assure l'aplatissement des aspérités le plus adéquat.

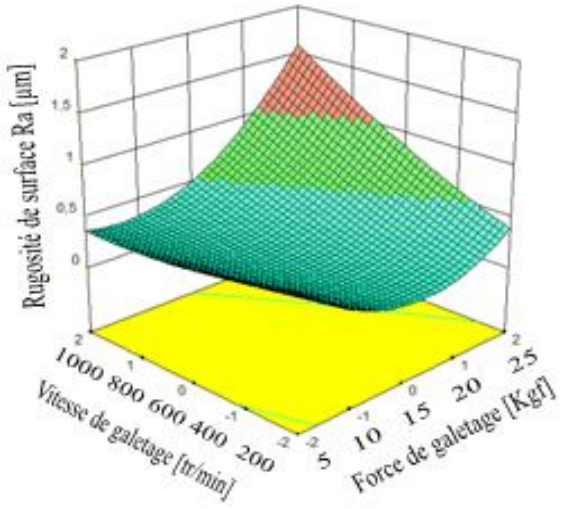


Figure III.5. Effet de la force de galetage et la vitesse de rotation sur la rugosité.

III.4.2. Effet la force de galetage et l'avance sur la rugosité

La Figure III.6 indique l'effet de la force de galetage combinée à l'avance sur la rugosité de surface. La rugosité de surface diminue graduellement avec l'augmentation de la force de galetage au fur et à mesure que l'avance diminue. Ce paramètre réduit le pas des sillons et aide la force de galetage à niveler les aspérités d'usinage de façon plus régulière. Une interaction optimale est retrouvée avec l'interaction d'une force de galetage de 25 kgf avec une avance de 0,05 tr/min. En plus de l'effet positif de la force de galetage élevée, une faible avance de galetage a aussi un effet analogue à celui de la force car la distances entre les deux traces successives de l'outil de galetage est faible et permet à l'outil d'écraser davantage les aspérités de surface laissées par le procédé antérieur (tournage).

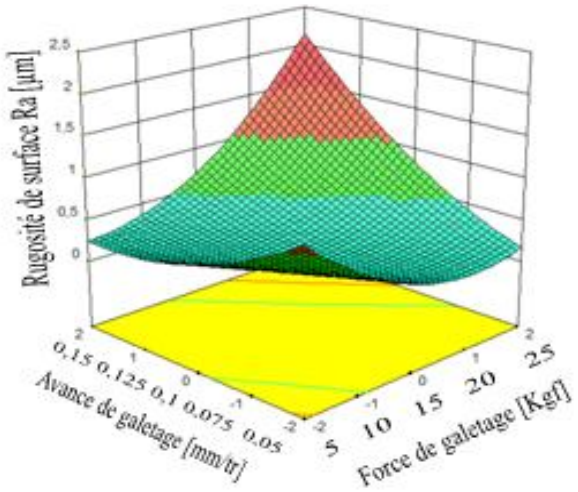


Figure III.6. Effet de la force de galetage et l'avance sur la rugosité.

III.4.3. Effet la vitesse de rotation et l'avance de galetage sur la rugosité

La Figure III.7 montre des effets contradictoires de la vitesse de rotation de la pièce et de l'avance de l'outil sur la rugosité.

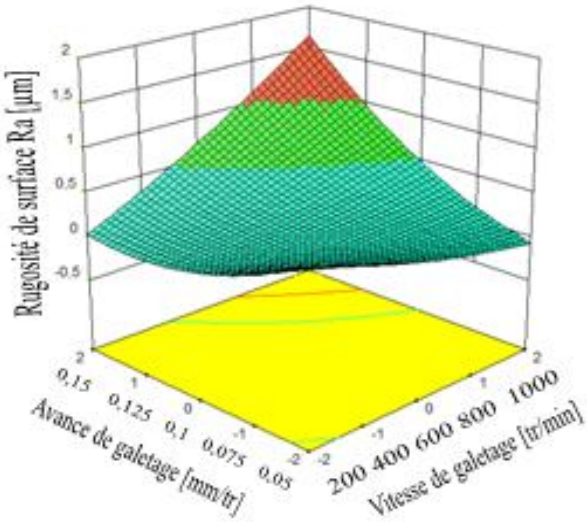


Figure III.7. Effet de la vitesse de rotation et l'avance de galetage sur la rugosité.

En augmentant le pas des sillons, l'outil ne peut pas affecter harmoniquement la génératrice à galeter. Ainsi, les grandes vitesses d'avance l'emportent sur les valeurs élevées de la vitesse pour altérer l'état de surface. Le meilleur résultat est obtenu pour une vitesse de 1000 tr/min et une avance de galetage de 0,05 mm/tr. Cela peut être expliqué par l'effet prononcé de l'avance de galetage sur la rugosité de surface lorsqu'elle est faible, malgré que la vitesse de rotation élevée puisse causer le phénomène de broutement réduisant ainsi le contact entre la surface de la pièce et celle du galet.

III.5. Effet des paramètres principaux de galetage sur la dureté

III.5.1. Effet de la force de galetage sur la dureté de surface

La figure III.8 montre l'effet de la force de galetage sur la dureté de surface, avec l'augmentation dans la force de galetage, la dureté de surface augmente, cette évolution significative est due principalement à la force élevée de galetage appliquée. Donc la déformation plastique et l'écrouissage qui ont suivi ont été considérables. En outre, selon certaines recherches **[79]**, l'augmentation de la force de galetage accentue l'apparition d'importantes contraintes résiduelles qui à leurs tours contribuent à augmenter la dureté de surface.

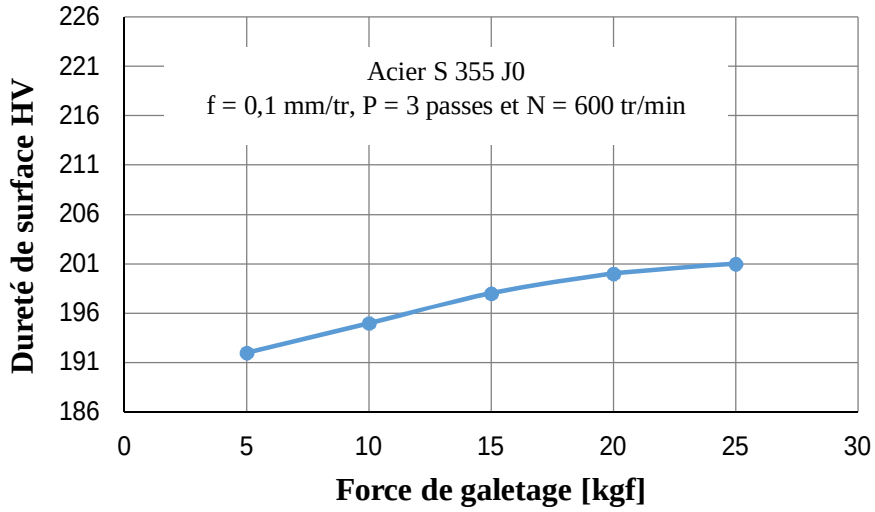


Figure III.8. Effet de la force de galetage sur la dureté de surface.

III.5.2. Effet du nombre de passes de l'outil sur la dureté

La figure III.9 illustre l'effet du nombre de passes de l'outil de galetage sur la dureté. On peut noter que la dureté de surface augmente graduellement au fur et à mesure que le nombre de passes de l'outil augmente. Dans telles condition, le galetage assure cause un bon écoulement plastique de la surface du matériau ce qui entraîne une consolidation considérable de la surface de la pièce.

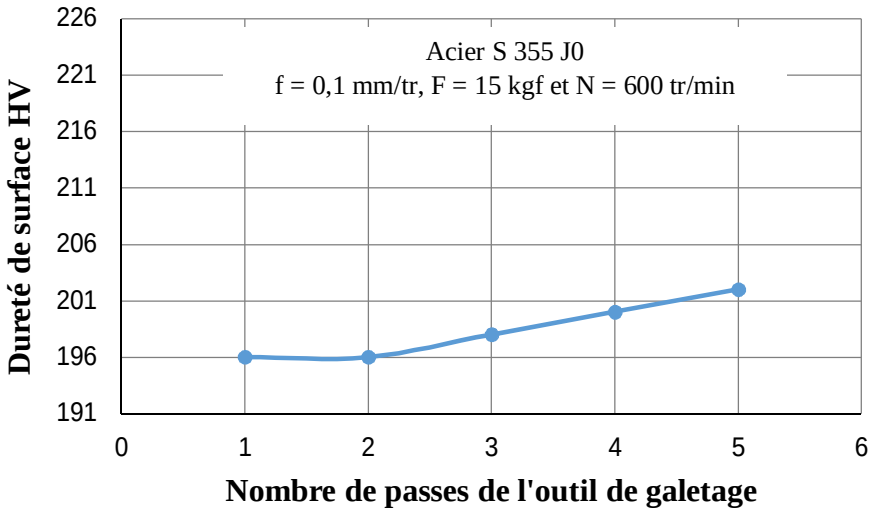


Figure III.9. Effet du nombre de passes de l'outil sur la dureté de surface.

III.5.3. Effet de la vitesse de rotation sur la dureté

La figure III.10 montre l'effet de la vitesse de rotation sur la dureté, au contraire pour la rugosité de surface, progressivement que la vitesse augment, la dureté de surface augmente graduellement. Une dureté de surface élevée est obtenue quand la vitesse est à sa plus faible valeur, ceci est dû au bon contact entre la surface de la pièce est celle de l'outil et l'absence du phénomène de broutement. Ce n'est pas le cas pour des vitesses de galetage plus élevées, où l'on peut rencontrer problème d'adoucissement des couches superficielles qui fluent devant l'outil et par conséquent la diminution de la dureté.

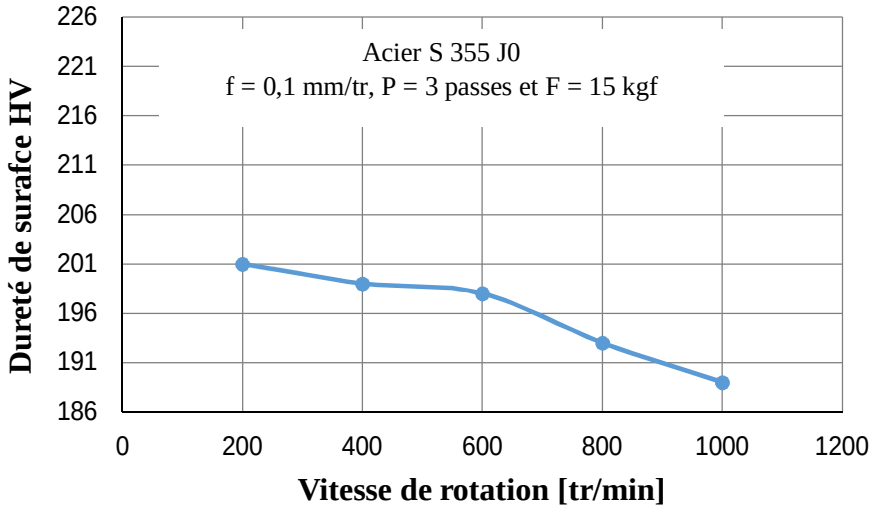


Figure III.10. Effet de la vitesse de rotation sur dureté de surface.

III.5.4. Effet de l'avance de galetage sur la dureté

L'effet de l'avance de galetage sur la dureté de surface est indiqué sur la figure III.11, on peut voir à partir de cette courbe que l'augmentation de l'avance de galetage causera une diminution de la dureté jusqu' une valeur minimale pour une avance d'environ 0,13 mm/tr. En effet plus l'avance est faible plus le pas de sillons est petit, il s'ensuit une augmentation du taux de la déformation plastique de surface de la pièce et par conséquent une augmentation de la dureté.

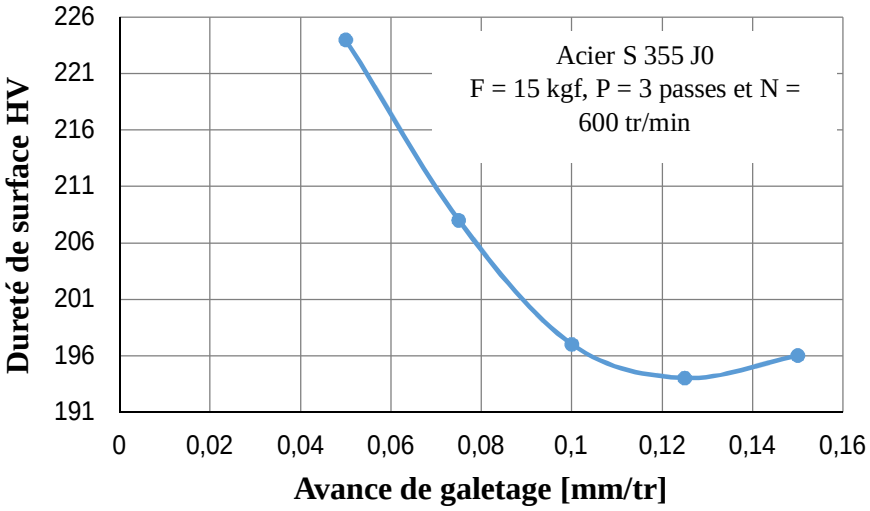


Figure III.11. Effet de l'avance de galetage sur la dureté de surface.

III.6. Effet des interactions des paramètres de galetage sur la dureté

III.6.1. Effet la force de galetage et le nombre de passes de l'outil sur la dureté

La Figure III.12 montre l'effet de la force de galetage et le nombre de passes de l'outil sur la dureté de surface.

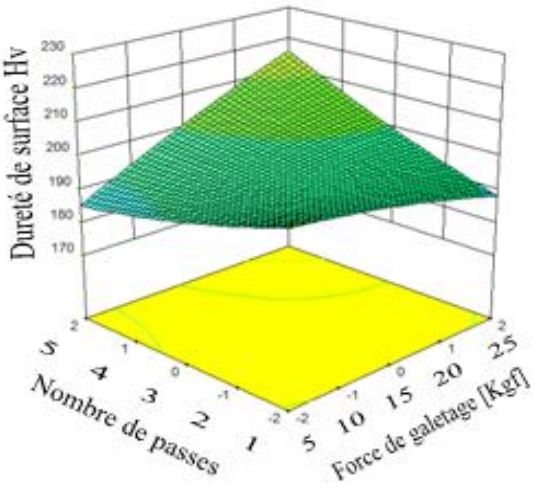


Figure III.12. Effet de la force de galetage et le nombre de passes de l'outil sur la dureté.

Avec l'augmentation de la force de galetage, la dureté de surface diminue graduellement lorsque le nombre de passes s'amenuise. Cependant une augmentation de la force de galetage conjointement avec l'augmentation du nombre de passes semble favoriser davantage l'écrouissage des couches superficielles et augmenter leur dureté. La combinaison des valeurs extrêmes de ces deux paramètres (25 kgf avec 5 passes) favorise une meilleure dureté. Une force de galetage élevée permet une bonne déformation plastique suivie par un écrouissage de la couche superficielle traitée. En répétant cette action, On améliore la dureté de surface

III.6.2. Effet la force de galetage et la vitesse de rotation sur la dureté

L'effet de la force et la vitesse de rotation sur la dureté de surface est indiqué dans la Figure III.13. L'évolution de la dureté en fonction de ces deux paramètres prend la même allure. La dureté est d'autant mieux appréciée que les grandes vitesses seront combinées à de faibles efforts de galetage. Quoique de grandes forces contribuent à écrouir davantage les couches superficielles, une vitesse élevée est d'une part souvent à l'origine au phénomène d'écaillage et d'autre part amenuise l'écrouissage de se manifester de façon intensive et conduit à réduire la dureté. La chute de dureté prend de l'ampleur pour des faibles forces associées à de grandes vitesses. Ainsi, le galetage est plus efficace soit en associant de grands efforts à de petites vitesse (25 kgf à 200 tr/min) ou au contraire de faible efforts à des grandes vitesses (5 kgf à 1000 tr/min). Une bonne pénétration de l'outil dans la surface due à la force appliquée et un bon contact entre la surface traitée et celle du galet pour une faible vitesse favorise ainsi un bon écrouissage da la surface résultat d'une déformation plastique qui causera une amélioration dans la dureté de surface.

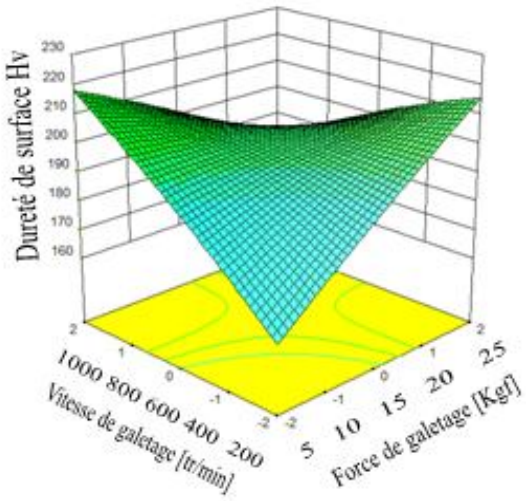


Figure III.13. Effet de la force de galetage et la vitesse de rotation sur la dureté.

III.6.3. Effet la force de galetage et l'avance sur la dureté

La Figure III.14 indique l'effet de la force de galetage et l'avance sur la dureté de surface. Contrairement aux vitesses de rotation, les faibles valeurs d'avance se combinent de façon avantageuse aux faibles forces de galetage pour augmenter la dureté. Un travail lent rapproche les sillons d'usinage (faible pas) et pourrait être une occasion à l'outil d'avoir tout le temps nécessaire pour mieux répartir l'écrouissage à travers les couches superficielles d'où une meilleure dureté. Cependant si pour une question de temps, l'on veut travailler à de grandes avances il est recommandé d'en associer d'importantes forces de galetage pour en augmenter la dureté. A cet effet, deux résultats optimaux sont obtenus en combinant une force de 5 kgf à une avance de 0,05 mm/tr et une force de 25 kgf à une avance de 0,15 mm/tr.

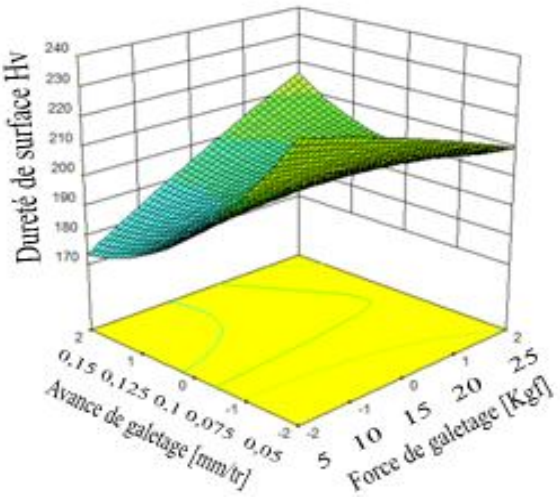


Figure III.14. Effet de la force de galetage et l'avance sur la dureté.

III.6.4. Effet l'avance de galetage et le nombre de passes de l'outil sur la dureté

Une influence analogue à celle de la force et l'avance de galetage est constatée lors de l'interaction de l'avance avec le nombre de passes (Fig. III.15). Même si en travaillant rapidement (grande avance), l'écrouissage se manifeste mieux au fur et à mesure qu'on répète l'opération de galetage (grand nombre de passes), et la dureté augmente. A faible avance de galetage (0,05 mm/tr), une seule passe d'outil suffit pour donner la meilleure dureté. On peut dire qu'une faible avance de galetage a un effet positif sur la dureté de surface quelque soit la valeur de la force utilisée, car la distances entre les deux traces successives de l'outil de galetage est faible et permet à l'outil de mieux déformer les aspérités de surface laissées par le procédé antérieur (tournage) qui causera une amélioration en plus dans la dureté de surface.

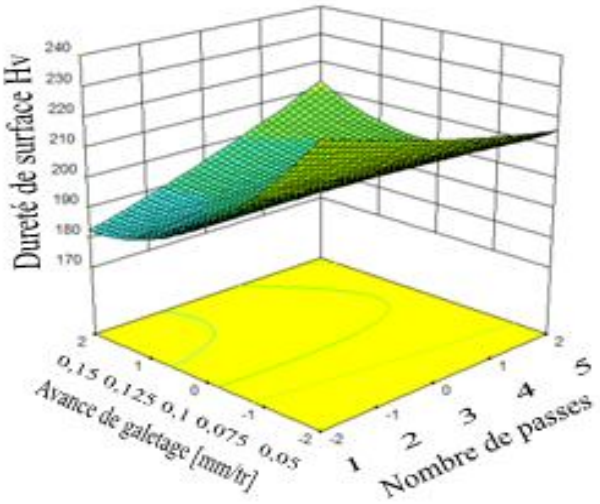


Figure III.15. Effet de l'avance de galetage et le nombre de passes de l'outil sur la dureté.

Les travaux de recherche réalisés par **[12]** sur un acier non allié Steel-37 (S235) après galetage, ont révélé que les vitesses de rotation recommandées pour avoir une dureté élevée et une bonne rugosité de surface sont comprises entre 150 et 230 tr/min. Une force de galetage de 35 kgf est recommandée pour obtenir une meilleure dureté, tandis que pour une bonne rugosité de surface, la force est environ 25 kgf. Enfin pour les meilleurs résultats de rugosité et de dureté de surface une faible avance de galetage et un nombre de passes de l'outil compris entre 3 à 4 passes sont recommandés.

III.7. Effet du galetage sur la topographie et la microdureté de la surface traitée

Il ressort de l'analyse des résultats du tableau III.1 que la meilleure rugosité est obtenue avec l'essai N° 23 caractérisé par les paramètres suivants : F = 15 kgf, P = 3 passes, N = 600 tr/ min et f = 0,05 mm/tr. Selon ce régime la rugosité a été réduite de :

$Ra\% = Ra_i - Ra_f / Ra_i$ soit $(2,5 - 0,15) / 2,5 = 94\%$.

Alors que la dureté s'est augmentée de :

$HV\% = HV_f - HV_i / HV_f$ soit $(226 - 176) / 226 = 22\%$.

Eu égard à ce résultat optimal, ce régime de travail a été sélectionné pour étudier l'effet du galetage sur la topographie et la microdureté de la surface traitée. Ainsi, l'éprouvette traitée avec les paramètres de galetage ci-dessus a fait l'objet d'une préparation pour l'étude de cet effet.

III.7.1 Effet du galetage sur la topographie de la surface traitée (rugosité 3D)

L'intervalle ou la partie de l'éprouvette d'essai ayant la meilleure rugosité de surface Ra après galetage et une autre partie ayant subit seulement un tournage (sans galetage) pour comparaison ont été découpée à l'aide d'une tronçonneuse métallographique et ensuite

examinée et testée sur un appareil de métrologie optique AltiSurf-500 (Fig. III.16) disponible au niveau du Laboratoire de Mécanique et de Structures de l'Université 8 Mai 1945- Guelma.

Cet appareil permet également de :

- Caractériser les états de surface ;
- Calculer des paramètres de rugosité normalisés 2D et 3D ;
- Mesurer de distances, hauteurs, angles, épaisseurs ;
- Mesurer de volumes (creux ou de pics) ;
- Représenter la surface en 2D et 3D suivant divers modes.

Et ayant les caractéristiques techniques suivantes :

- Vitesse maximale d'acquisition : 10 $mm.s^{-1}$;
- Sondes : 300 µm (résolution 0,01 µm) et 3 mm (résolution 0,1 µm) ;
- Précision de table : inférieure à 0,1 µm / 50 mm ;
- Mesure jusqu'à 43° d'angle.

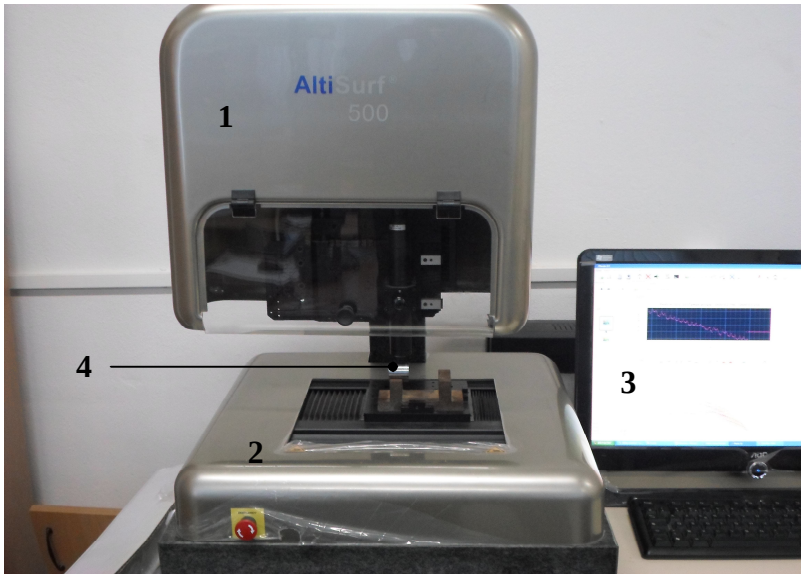
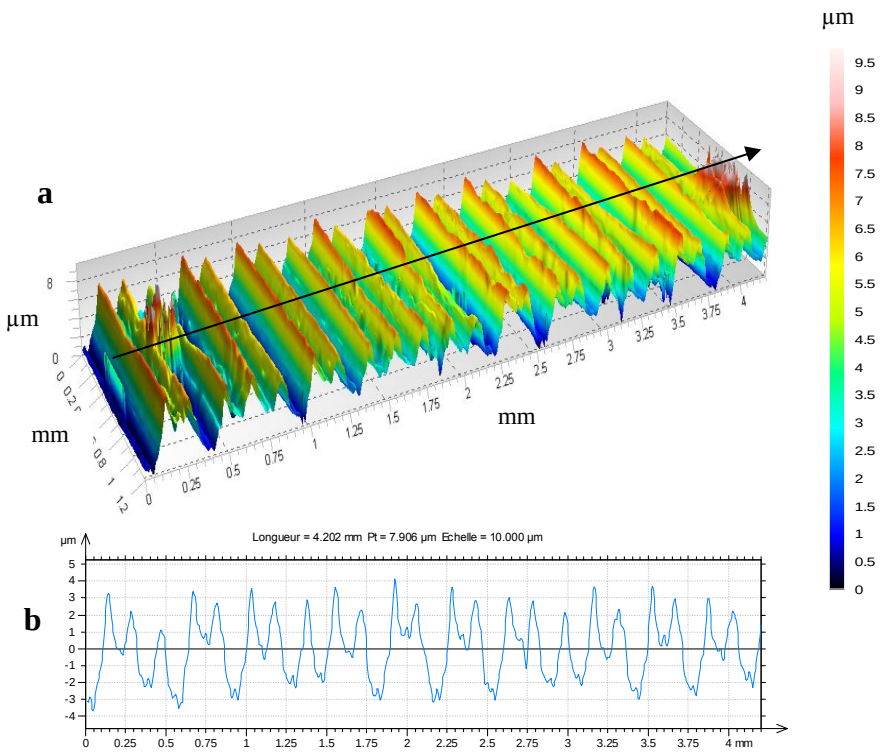


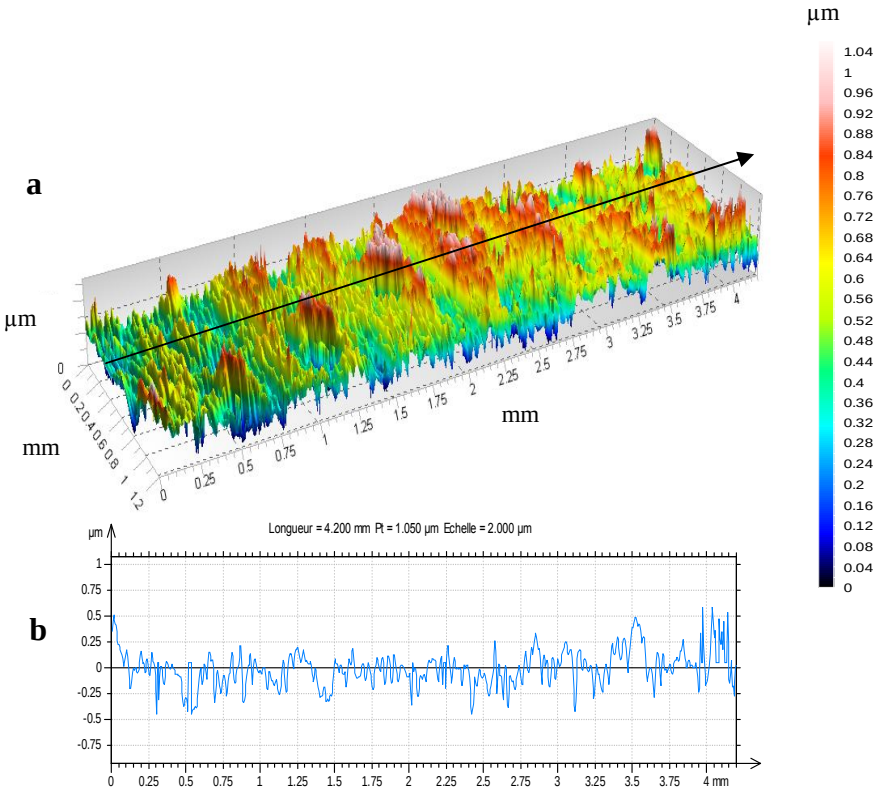
Figure III.16. Appareil de métrologie optique AltiSurf-500 avec **1-** Organe mesurant, **2-** Organe déplaçant, **3-** Ecran d'affichage et **4-** Echantillon de mesure.

La topographie de la surface (rugosité 3D) ainsi que la rugosité 2D des deux échantillons prélevés d'une éprouvette d'essai en acier S 355 J0 sans galetage et avec galetage respectivement, examinées sur un appareil de métrologie optique AltiSurf-500 sont illustrées sur la figure III.17 et la figure III.18.



Ra = 1,5 µm, Rz = 6,77 µm et Rt = 7,12 µm

Figure III.17. Topographie (**a**) et rugosité 2D (**b**) de la surface après tournage (sans galetage).



Ra = 0,11 µm, Rz = 0,626 µm et Rt = 0,785 µm

Figure III.18. Topographie (**a**) et rugosité 2D (**b**) de la surface après galetage.

La morphologie de la topographie de la surface tournée (Fig. III.17a) semble être plus régulière que celle de la surface galetée (Fig. III.18a). cela peut être dû à l'importance de la profondeur de pénétration de l'outil de coupe de tournage dans la surface à mettre en œuvre par rapport à celle de l'outil de galetage favorisant ainsi une bonne rigidité de l'outil de coupe qui travail avec moins de vibration alors que lors du galetage, le mouvement transversal de l'outil amorti par un ressort n'affecte en rien les vibrations induites par le procédé où ils s'en suit une distribution aléatoire de la topographie. Lors du tournage, les stries et les sillons de la figure III.17a dépendant de l'avance de travail qualifient cette topographie de surface comme surface déterministe (surface obtenue par un outil guidée **[5]**).

En dépit de ce même guidage lors du galetage, la surface présente une morphologie aléatoire ce qui la qualifiée comme une surface stochastique (aléatoire). Ce pendant le galetage présente l'avantage d'offrir une hauteur de rugosité de surface 3D de l'ordre de 1,04 µm (Fig.III.18a) contre 9,5 µm après tournage (Fig. III.17a).

Les figures III. 17b et 18b représentent le profil de rugosité de surface 2D extrait de la coupe longitudinale de la topographie selon les flèches indiquées sur les III.17a et 18a respectivement.

Même si le profil de la surface galetée (Fig. III. 18b) est distribué de façon non uniforme par rapport à celui de la surface tournée (Fig. III. 17b), il apparait que la hauteur de la rugosité dans le premier cas (galetage) et plus faible par rapport au second (tournage). Ainsi les valeurs des trois critères de rugosité affichées par l'appareil AltiSurf-500 confirment bien l'effet bénéfique du galetage sur l'amélioration de l'état de surface dans la mesure où les dites valeurs ont été réduites de Ra = 1,5 µm, Rz = 6,77 µm et Rt = 7,12 µm à 0,11 µm, 0,626 µm et 0,785 µm respectivement après galetage

III.7.2 Effet du galetage sur la microdureté de la surface traitée

Les mêmes échantillons utilisés dans le paragraphe précédent ont été exploités pour étudier l'effet du galetage sur la microdureté de la surface traitée. A cette effet et pour une bonne précision de mesure, ces échantillons ont subit un polissage mécanique afin de garantir la planéité de la surface testée et éliminer les défauts résultant du découpage. L'appareil de mesure (Fig. III.19) disponible au niveau de l'école de métallurgie –Annaba, est un microduromètre type Innovatest série 400^{TM}, modèle 412D, N° de série 412D201111015. Cet appareil est doté d'une table à deux bras micrométriques. La charge appliquée est de 25 grammes avec un pénétrateur Vickers (pyramide en diamant).



Figure III.19. Microduromètre Innovatest série 400^{TM}.

En vu de dégager une idée sur la profondeur affectée par le traitement, les essais ont été réalisés sur la surface extérieure de l'échantillon vers le centre (cœur) avec un pas de 10 µm. Le profilogramme tracé pour les deux échantillons après tournage et galetage sont indiqués sur la figure III.20.

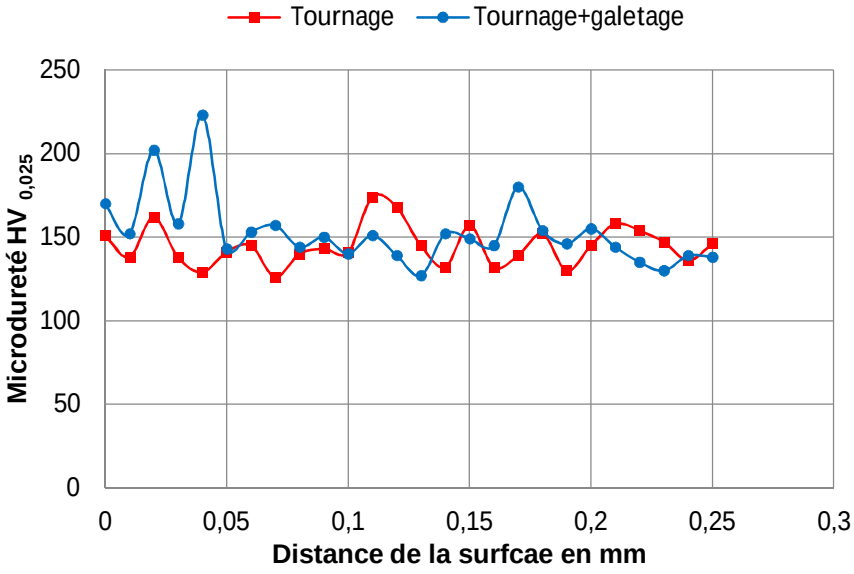


Figure III.20. Variation de la microdureté $HV_{0,025}$ en fonction de la distance de la surface des échantillons en acier S 355 J0 avec galetage et sans galetage.

La figure III.20 représente l'évolution de la microdureté $HV_{0,025}$ après galetage et après tournage. L'effet du galetage semble se manifester jusqu'à une profondeur de 0,1mm. Au delà de cette profondeur la microdureté se stabilise et est du même ordre de grandeur que

celle résultant du tournage. Par ailleurs le maximum de dureté HV = 200 à 225 après galetage a été repéré en sous couche à une profondeur de 0,03 à 0,05 mm.

III.8. Conclusion

L'analyse des résultats obtenus ont permis de révéler que le galetage améliore l'état de surface en nivelant les aspérités ; ainsi la rugosité se trouve réduite de 94%. Par la déformation plastique qu'il crée, le galetage offre une nouvelle structure par écrouissage des couches superficielles et par conséquent il élève la dureté de 22%. Ces deux effets sont intimement liés aux conditions optimales pilotées par les paramètres envisagés (F, P, N et f). La modélisation entreprise à partir de la méthodologie de réponse des surfaces et le plan d'expériences composite centré rotatable de deuxième degré de Box-Hunter assure une bonne prédiction des réponses de sorties validées par le test de Fisher et dont la bonne corrélation avec les résultats expérimentaux a été validée par un coefficient de détermination R^2 de 93,1% et 89,8% pour la rugosité et la dureté respectivement. Il ressort des modèles envisagés que le maximum d'effet du galetage est étroitement lié a une combinaison spécifique entre les paramètres du traitement. Grâce à ses effets, le galetage se distingue des procédés de mise en œuvre par enlèvement de copeaux par le fait qu'il est simple, économique et nécessite peu de temps pour acquérir un bel aspect physico géométrique de surface. Sous l'effet du procédé de galetage la profondeur de la couche écrouie de la surface traitée de l'acier S 355 J0 est d'environ 0,1 mm. Dans cette couche la microdureté est améliorée jusqu'à 22 % par rapport au tournage.

Chapitre IV

Contraintes résiduelles induites par galetage

CHAPITRE IV : CONTRAINTES RESIDUELLES INDUITES PAR GALETAGE

IV.1. Introduction

Les contraintes résiduelles ont été étudiées à l'aide d'une simulation numérique par la méthode des éléments finis (MEF) après galetage avec le logiciel Abaqus. Dans un premier temps, la modélisation du comportement élasto-plastique est donnée. Un test du modèle de comportement adapté est en suite argumenté. Dans un second temps, les autres éléments de la simulation tels que la géométrie, les propriétés du matériau, le maillage, les conditions aux limites et la méthode de résolution sont décrits.

IV.2. Modélisation du comportement du matériau

Le comportement mécanique des matériaux mécaniques résulte de la combinaison de quatre comportements élémentaires : l'élasticité, la plasticité, la viscosité et l'endommagement **[117]**. L'élasticité et la plasticité sont des régimes de déformation réversible pour le premier et permanente pour le second. La viscosité est traduite par la dépendance de la déformation à la vitesse de déformation ; L'endommagement est l'apparition dans un matériau de dommages causés par l'usure ou une attaque physique ou chimique. Il conduit à une dégradation de ses capacités physiques pouvant conduire à la rupture.

Il s'agit alors de déterminer quels sont les phénomènes majoritaires à prendre en compte pour définir le modèle le plus adéquat par rapport à l'application envisagée, tout en limitant au maximum le degré de complexité. Le résultat expérimental sur le procédé de galetage (§ III.2.3) a révélé une faible influence de la vitesse de rotation de la pièce sur le galetage par rapport aux autres paramètres telles que la force et l'avance de galetage. Ce constat amène à supposer que le comportement mécanique du matériau ne dépend pas de la vitesse de déformation. L'effet de la viscosité ne sera donc pas modélisé. Par ailleurs, la dégradation du comportement du matériau n'étant pas atteinte au cours d'une opération de galetage dans des conditions standards de mise en œuvre, l'endommagement ne sera pas considéré dans le modèle.

En conséquent, le modèle de comportement mécanique retenu pour cette étude est donc de type élasto-plastique.

IV.2.1. Modèles d'élasto-plasticité

Dans le cadre de la mécanique des milieux continus, deux situations existent, impliquant deux formulations différentes de la décomposition de la déformation en une partie élastique et une partie plastique. Sous l'hypothèse des petites déformations, valide en pratique pour des déformations inférieures à 5% **[117]**, la décomposition de la déformation est additive. En revanche, lorsque cette hypothèse est invalidée, la formulation des équations de la mécanique des milieux continus dans le cadre des grandes transformations nécessite une décomposition multiplicative de la déformation globale **[117]**. L'amplitude des déformations observées numériquement dans un solide sous l'effet d'un contact roulant ne permet pas de satisfaire l'hypothèse des petites perturbations. Le formalisme en grandes transformations doit

donc être utilisé dans l'établissement du modèle de comportement. Dans le code Éléments Finis Abaqus, utilisé dans cette étude, la formulation utilise une décomposition additive de la déformation et un référentiel corotationnel **[118]** pour prendre en compte les grandes transformations. La loi de comportement est alors décrite dans le formalisme de la décomposition additive de la déformation. En conséquence, les modèles de comportement sont établis dans ce rapport pour être utilisés dans le cadre d'une décomposition additive de la déformation. La loi de comportement élastoplastique est alors définie par quatre relations qui définissent le comportement élastique, le seuil de plasticité, la loi d'écrouissage et la loi d'écoulement. Les déformations et les contraintes sont décrites respectivement par le tenseur des déformations $\overline{\overline{\varepsilon}}$ et le tenseur des contraintes $\overline{\overline{\sigma}}$.

IV.2.1.1. Modèle élastique

Classiquement, la relation entre contrainte et déformation élastique des métaux est donnée par la loi de Hooke généralisée :

$$\overline{\overline{\sigma}} = \overline{\overline{C}}\,\overline{\overline{\varepsilon_e}} \tag{IV.1}$$

Où $\overline{\overline{C}}$ est le tenseur d'ordre quatre des modules d'élasticité.

Sous l'hypothèse d'un comportement élastique isotrope, l'expression de la loi de Hooke généralisée est réduite à l'expression :

$$\varepsilon_e = \frac{1+\nu}{E}\overline{\overline{\sigma}} - \frac{\nu}{E} tr\left(\overline{\overline{\sigma}}\right) \tag{IV.2}$$

Où E et ν sont respectivement le module de Young et le coefficient de Poisson. L'équation IV.2 régit le comportement du matériau dans son domaine élastique.

IV.2.1.2. Seuil de plasticité

Le domaine d'élasticité est délimité par une surface de charge S_c, traduisant la limite du domaine d'élasticité C dans l'espace des contraintes. Dans le cas général, la surface S_c est considérée suffisamment régulière pour être définie par une fonction seuil $f\left(\overline{\overline{\sigma}}\right)$ telle que :

$$\begin{cases} f\left(\overline{\overline{\sigma}}\right) \prec 0 & \text{à l'intérieur de } C \\ f\left(\overline{\overline{\sigma}}\right) = 0 & \text{sur } S_c \end{cases} \tag{IV.3}$$

Ainsi, dès que la condition $f\left(\overline{\overline{\sigma}}\right) = 0$ est atteinte, l'écoulement plastique a lieu, générant une déformation plastique irréversible. D'autre part, il est montré que le cas où $f\left(\overline{\overline{\sigma}}\right) \succ 0$ est impossible (il s'agit de la condition de cohérence). En conséquence, toute augmentation de la contrainte au-delà de la surface de charge initiale entraîne une

modification de cette dernière. Dès lors, le seuil de plasticité est toujours égal à la plus grande valeur de contrainte atteinte au cours de l'histoire du matériau. L'écrouissage caractérise l'évolution de la surface de charge.

La fonction seuil f, délimitant le domaine d'élasticité, est alors communément donnée par la relation :

$$f\left(\overline{\overline{\sigma}}, R\right) = \sigma_{Eq}\left(\overline{\overline{\sigma}}\right) - R \qquad \text{(IV.4)}$$

D'où $\sigma_{Eq}\left(\overline{\overline{\sigma}}\right)$ est une contrainte équivalente, R est une variable scalaire représentant l'état d'écrouissage du matériau.

Plusieurs définitions de la contrainte équivalente $\sigma_{Eq}\left(\overline{\overline{\sigma}}\right)$ ont été proposées, répondant chacune à une situation particulière. Les deux plus courantes dans le cas des matériaux métalliques sont la contrainte équivalente de Von Mises et la contrainte équivalente proposée par Hill.

La contrainte équivalente de Von Mises est retenue lorsque : (1) le comportement du matériau est isotrope et (2) l'écoulement plastique du matériau est insensible à la pression hydrostatique. Ces comportements s'observent expérimentalement pour une grande part des matériaux métalliques. La contrainte équivalente de Von Mises est exprimée dans un repère quelconque par la formule :

$$\sigma_{Eq}\left(\overline{\overline{\sigma}}\right) = \left[\frac{1}{2}\left[\left(\sigma_x - \sigma_y\right)^2 + G\left(\sigma_y - \sigma_z\right)^2 + H\left(\sigma_z - \sigma_x\right)^2 + 6\left(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2\right)\right]\right]^{1/2} \qquad \text{(IV.5)}$$

Pour modéliser le comportement des matériaux présentant une anisotropie de leur comportement mécanique, une autre forme de contrainte équivalente est proposée par Hill. C'est une généralisation de la contrainte de Von Mises qui s'exprime sous une forme quadratique :

$$\sigma_{Eq}\left(\overline{\overline{\sigma}}\right) = \left[\frac{1}{2}\left[F\left(\sigma_x - \sigma_y\right)^2 + G\left(\sigma_y - \sigma_z\right)^2 + H\left(\sigma_z - \sigma_x\right)^2 + 2\left(L\sigma_{xy}^2 + M\sigma_{yz}^2 + N\sigma_{zx}^2\right)\right]\right]^{1/2} \qquad \text{(IV.6)}$$

Où F, G, H, L, M, N sont des scalaires indicatifs du degré d'anisotropie. Il faut toutefois noter que le recours à cette contrainte équivalente dans un critère de plasticité n'est valable que pour le cas particulier de l'orthotropie (matériaux conservant trois plans de symétrie perpendiculaires).

IV.2.1.3. Loi d'écrouissage et loi d'écoulement

La forme du domaine d'élasticité initial a été décrite par le critère de plasticité. Il s'agit alors de décrire son évolution au cours du chargement, par l'intermédiaire de la variable d'écrouissage « n ».

Différentes études expérimentales, consistant à solliciter un échantillon suivant plusieurs directions, ont montré que l'évolution de la surface de charge est complexe et directement liée aux trajets de chargement **[117]**. Toutefois, deux modèles sont régulièrement considérés : l'expansion isotrope dans l'espace des contraintes et la translation du domaine d'élasticité, appelés respectivement écrouissage isotrope et écrouissage cinématique.

Il convient alors de décrire l'évolution de la variable d'écrouissage « n » en fonction de la déformation plastique. De nombreux auteurs ont développé des lois d'écrouissage de complexité variable. La plus simple est l'expression isotrope à deux paramètres de Ludwik :

$$\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon_p^n \tag{IV.7}$$

Où : K et n sont des paramètres intrinsèques au matériau, σ_0 est la limite d'élasticité et ε_p représente la déformation plastique équivalente. Les codes Éléments Finis proposent en outre une description tabulaire de la loi d'écrouissage isotrope. Les valeurs sont alors calculées par interpolation linéaire. D'autres lois plus complexes existent également, comme la loi de Johnson-Cook intégrant une viscosité et une sensibilité à la température ou encore la loi d'Armstrong-Frederick modélisant l'écrouissage cinématique.

Pour compléter la description d'un modèle de comportement la loi d'écoulement, qui caractérise l'amplitude et la direction de l'écoulement plastique doit être définie. Dans le cadre de la plasticité associée, la loi d'écoulement est décrite par la formule :

$$\dot{\varepsilon}_p = \dot{\lambda}\frac{\partial f}{\partial \sigma} \tag{IV.8}$$

Ainsi, la vitesse de déformation plastique $\dot{\varepsilon}$ est normale à la surface seuil au point de chargement σ. La nécessité de sortir du cadre de la plasticité associée ne se présente que pour des lois d'écrouissage complexes comme une loi d'écrouissage cinématique non-linéaire **[119]**. Le multiplicateur plastique $\dot{\lambda}$ est calculé à partir de la condition de cohérence **[119]**. En l'absence de comportement visqueux et à condition qu'un critère de plasticité quadratique soit utilisé (ce qui est le cas du critère de Von Mises), il peut être montré que $\dot{\lambda} = \varepsilon_{pEq}$ où ε_{pEq} est une déformation plastique équivalente définie par la relation :

$$\varepsilon_{pEq} = \int \sqrt{\frac{3}{2}\dot{\bar{\bar{\varepsilon}}}_p : \dot{\bar{\bar{\varepsilon}}}_p}\, dt \tag{IV.9}$$

ε_{pEq} : constitue alors une mesure de l'état d'écrouissage du matériau.

IV.2.2. Choix du modèle de comportement

Le choix du modèle de comportement du matériau affecte inévitablement les résultats de la simulation numérique. Toutefois, le modèle de comportement prenant en compte l'intégralité des phénomènes observés expérimentalement n'existe pas. Il doit donc être déterminé soigneusement à partir de l'étude de la sollicitation mais également de la sensibilité du matériau concerné aux différents modes de sollicitation. Dans ce travail, nous avons retenu le comportement dont le modèle est exposé dans le paragraphe IV.2. Le problème consiste à considérer que le matériau est élastoplastique à écrouissage isotrope.

Devant la complexité des phénomènes mis en jeu (déformation plastique, chargement mécanique, contact, lubrification, usure, etc.), une approche scientifique multidisciplinaire s'impose. Les recherches dans ce domaine se focalisent exclusivement sur l'effet dans le matériau de l'outil et la pièce à usinée. L'intérêt de cette étude est d'orienter la modélisation numérique de la pièce afin de déterminer les contraintes résiduelles développées au sein de la couche superficielle.

Aussi pour bien optimiser les résultats, il est nécessaire de comprendre les phénomènes mis en jeu lors de l'opération de galetage au moyen de simulations numériques, et d'identifier les paramètres influents. On proposera alors des améliorations sur les modèles existant et une analyse comparative des solutions d'optimisation.

Les objectifs clairement définis précédemment donnent lieu à la stratégie suivante pour le traitement du problème :

1. Lister les paramètres principaux pouvant atteindre à la durée de vie.
2. Identifier l'influence de ces paramètres par un calcul par éléments finis.
3. Proposer un outil optimisé combinant tous les paramètres influents.

Le tableau IV.1 résume les paramètres intervenant dans la modélisation par MEF du galetage.

Tableau IV.1. Paramètres intervenant dans la modélisation par MEF de l'opération de galetage pour l'acier S 355 J0.

Paramètres influençant sur l'opération de galetage	Description	Modèle retenu pour l'étude
Fonctionnels	Contact	3D élastoplastique dynamique
Matériaux	Module d'élasticité	élastoplastique
	Coefficient de Poisson	
	Densité massique	
	Limite d'endurance	
	Module d'écrouissage	
Géométries	Géométrie pièce/galet	3D élastoplastique dynamique ou statique
Chargement	Effort de contact (forces appliquées sur la pièce	2D viscoplastique dynamique
Paramètres numériques	Type d'élément	Linéaire ? petite déformation?
	Type de chargement	Effort imposé ou déplacement?
	Type de maillage	Quelle finesse choisir?
	symétrie	Modèle complet ou ½ modèle?

IV.3. Modèle Éléments Finis du procédé de galetage

IV.3.1. Matériaux

Le tableau IV.2 présente les propriétés mécaniques nécessaires du matériau S 355 J0 pour la simulation dans le logiciel Abaqus. Certaines propriétés mécaniques sont tirées directement de la littérature **[120]**. La limite d'endurance σ_D est calculée en utilisant la loi d'Hollomon (ou loi en puissance)

$$\sigma_D = K\varepsilon^n \qquad \text{(IV.10)}$$

Où n est le coefficient d'écrouissage, sa valeur est typiquement entre 0,1 et 0,5 **[3,121]**

Tableau IV.2. Propriétés mécaniques de l'acier S 355 J0.

E [MPa]	ν	ρ [Kg/m^3]	σ_D [MPa]	K [MPa]
20500	0,3	7800	235	400-500

IV.3.2. Géométrie

A condition que les dimensions de la pièce soient grandes devant les dimensions de la zone de contact, l'état de contraintes dans la pièce est indépendant de sa géométrie globale **[122]**. Les contraintes sont donc estimées en ne considérant que la région avoisinant la zone de contact. Au cours de l'opération, toute la circonférence de la pièce entre en contact avec le galet. Cependant, la sollicitation étant, en régime établi identique à tout instant, il est possible

de déterminer une portion de pièce représentative de l'opération complète. La figure IV.1 représente la localisation de ce volume dans la pièce.

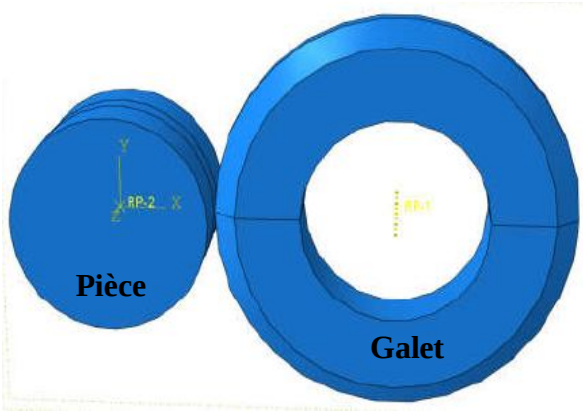


Figure IV.1. Contact outil-pièce lors du galetage.

IV.3.3. Chargement

Le chargement réel est un chargement d'efforts imposés sur la pièce. Cependant, les hypothèses précédentes sont si contraignantes, que l'effort réel engendre des contraintes qui dépassent le seuil de déformation acceptable des éléments (lors de leur plastification), pour la convergence des calculs éléments finis, et qui ne sont pas réalistes. Une solution est choisie pour résoudre ce problème. Cette solution consiste à piloter le déplacement du galet et non les efforts qui sont subit par la pièce.

La sollicitation étant imposée en déplacement, les pressions de contact (ou efforts de contact aux nœuds) traduisent la réaction du matériau. La figure IV.2 représente l'évolution de la distribution des efforts de contact aux nœuds dans la phase d'amorçage du contact roulant. La longueur des flèches traduit l'amplitude de l'effort.

A l'issue de la première étape (sollicitation de contact normal), la distribution des efforts de contact est symétrique par rapport au centre de l'élément roulant (Fig. IV.2b (1)). Le matériau est alors déformé à la fois élastiquement et plastiquement. Par la suite, à mesure que la sollicitation progresse vers la droite, la zone avale du galet se libère de l'empreinte précédemment créée et la zone de contact est transférée vers l'avant du galet. Une fois le galet sorti de l'empreinte, la distribution des efforts de contact est stable. En régime établi, les efforts de contact sont portés principalement par la zone amont du galet.

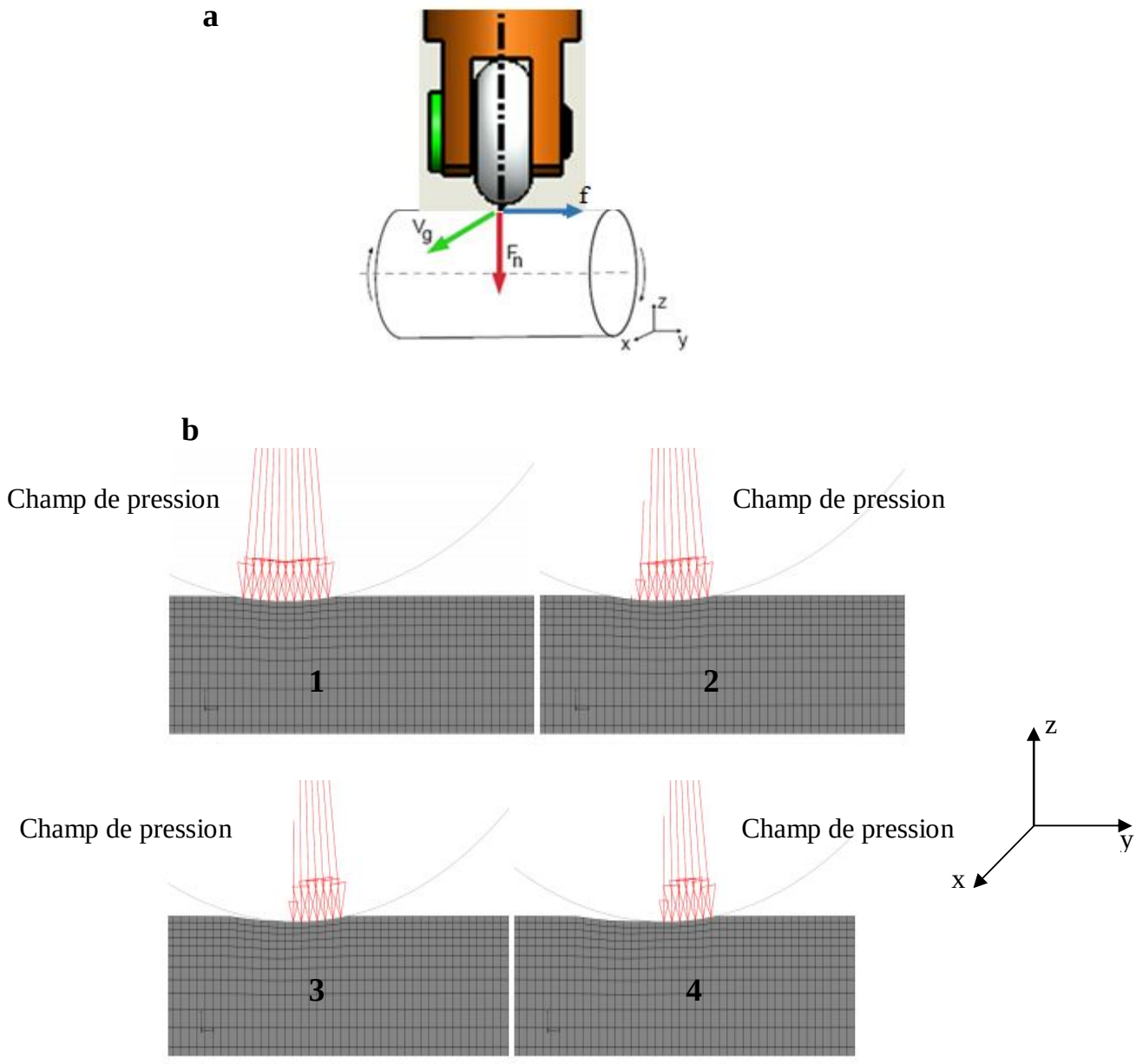


Figure IV.2. Efforts de contact appliqués sur la pièce. **a)** schématisation 3D et **b)** Contrainte de compression exercée sur la pièce suivant z.

IV.3.4. Paramètres numériques (Maillage)

La portion de la pièce représentative est discrétisé en éléments solides 3D de forme hexaédrique à interpolation linéaire et intégration réduite. Ces éléments fournissent une solution en déplacement sur chacun des huit nœuds et en contrainte sur l'unique point d'intégration. La partie non considérée de la pièce est modélisée par des éléments de forme hexaédrique semi infinis linéaires. Ces éléments comportent huit nœuds. Les quatre premiers sont communs aux éléments finis constituant la frontière. Les quatre autres sont définis par une symétrie centrale d'un point de référence appelé pôle par rapport à chacun des nœuds de

frontière **[123]**. Le pôle est placé au centre de la surface sollicitée. Le galet est quant à lui considéré comme rigide et modélisé par une surface analytique.

La portion de la pièce représentative est segmentée en trois parties indépendantes. Le maillage étant généré par la révolution d'un maillage en deux dimensions sur un plan (rOz), ce partitionnement permet d'affecter des tailles de maille variables au sein de la portion de la pièce représentative dans la direction θ, contribuant ainsi à l'allègement du modèle. Les trois parties sont liées entre elles par des contraintes de type « collage ». La surface maîtresse transmet alors à la surface esclave les mouvements de chacun des nœuds concernés. Le maillage est représenté sur la figure IV.3. Le modèle comporte 15543 éléments C3D8R hexaédriques d'ordre un.

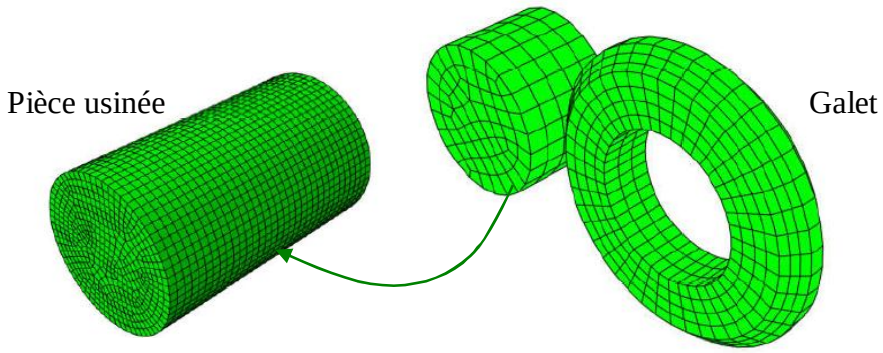


Figure IV.3. Maillage du modèle de galetage.

IV.3.5. Hypothèses de résolution du problème

Le choix a été fait dans cette étude de telle manière à ne pas considérer les phases transitoires pour s'intéresser à l'opération dans un régime établi : l'évolution est donnée par une suite de situations dans lesquelles l'équilibre statique est respecté. On parle d'étude quasi-statique. Les effets dynamiques ainsi que le comportement visqueux du matériau n'étant pas considérés, la vitesse de sollicitation n'a pas d'impact sur la solution. Aussi, chaque étape du cycle de sollicitation s'établit sur un intervalle de temps identique. Dans le cas d'analyses quasi-statiques, le code de calcul par Éléments Finis Abaqus n'offre qu'une possibilité d'algorithme de résolution. Il s'agit alors d'un schéma d'intégration implicite fondé sur une méthode de résolution de Newton.

IV.4. Résultats numérique et discussion

L'intégrité initiale de la surface obtenue après rotation selon les conditions décrites dans la partie expérimentale a été caractérisée. La figure IV.4 présente le profil de contrainte résiduelle dans la direction axiale et circonférentielle en fonction des déplacements.

Sur la figure IV.4a et IV.4b associée avec la figure IV.5a et IV.5b, il apparaît que la contrainte de traction est présenté à la surface, on constate que les déplacements dans la première direction (x) et la deuxième direction (y) (figure IV.4a) sont extrêmement faible.

Dans la figure IV.4c associée avec la figure IV.5c, on observe que seules les contraintes de compression sont présentes à la surface jusqu'à un pic de compression de 17.94 MPa à un déplacement de 0,07 mm en dessous de la surface. À partir de la description de l'état de surface initial après l'usinage, il sera possible d'observer les conséquences de divers paramètres de galetage sur la rugosité de la surface, sur la répartition des contraintes résiduelles et sur la microstructure pour un cas extrême. Les déplacements donnés dans les trois directions sont illustrés sur la figure IV.6.

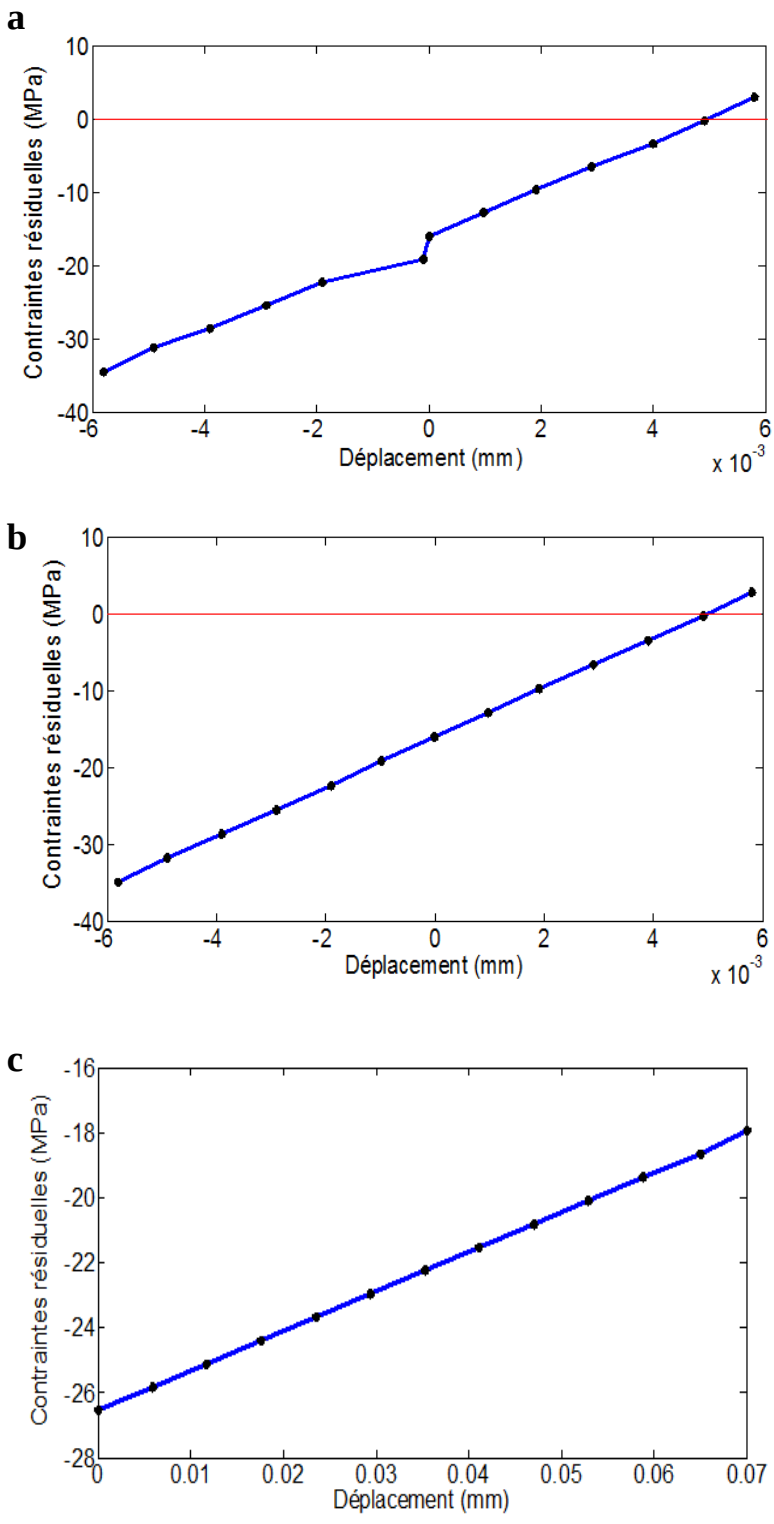


Figure IV.4. Variation des contraintes résiduelles en fonctions des déplacements dans les trois directions **a)** suivant x, **b)** suivant y et **c)** suivant z.

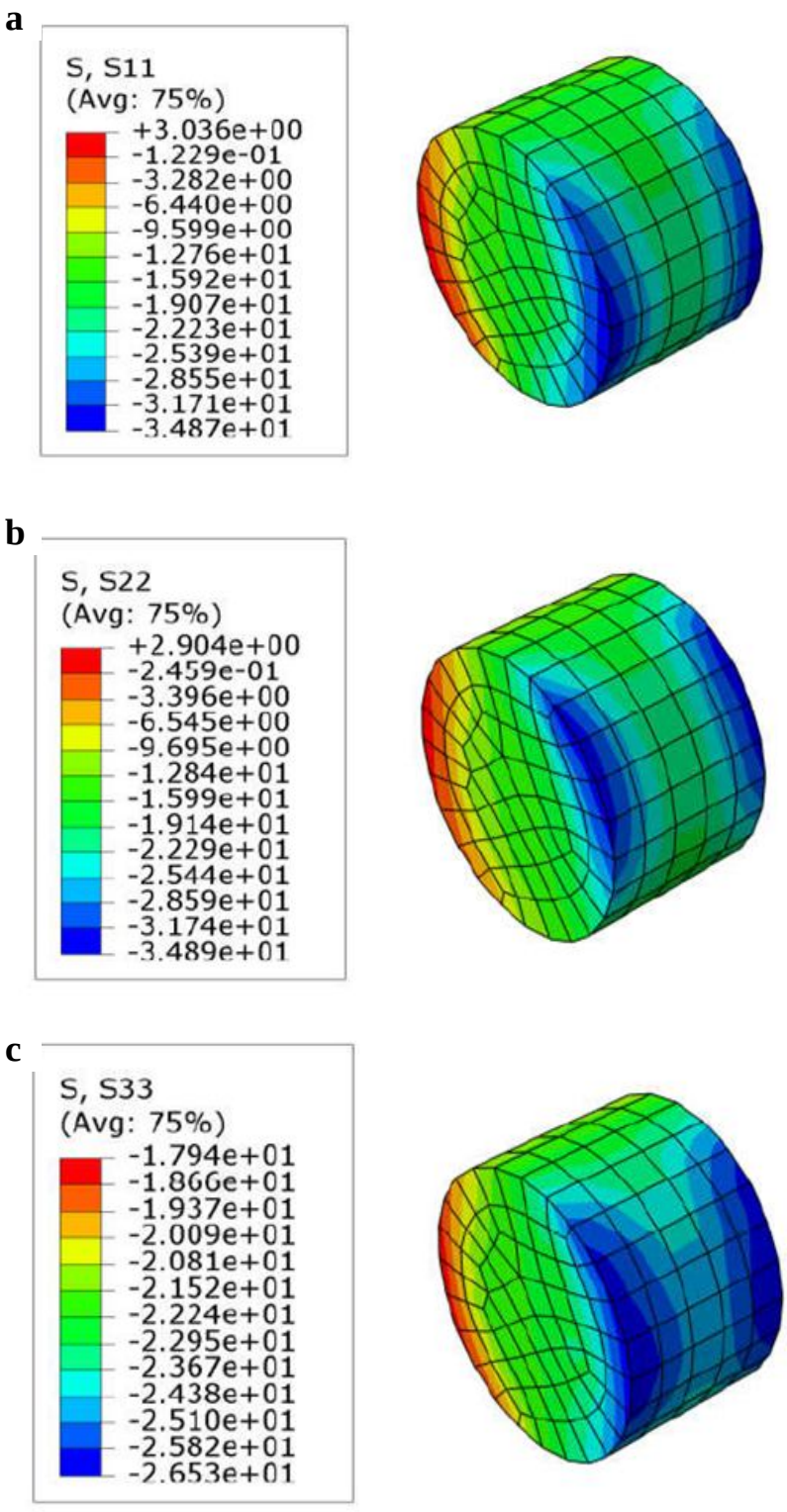


Figure IV.5. Contraintes résiduelles induites dans les trois directions **a)** suivant x, **b)** suivant y et **c)** suivant z.

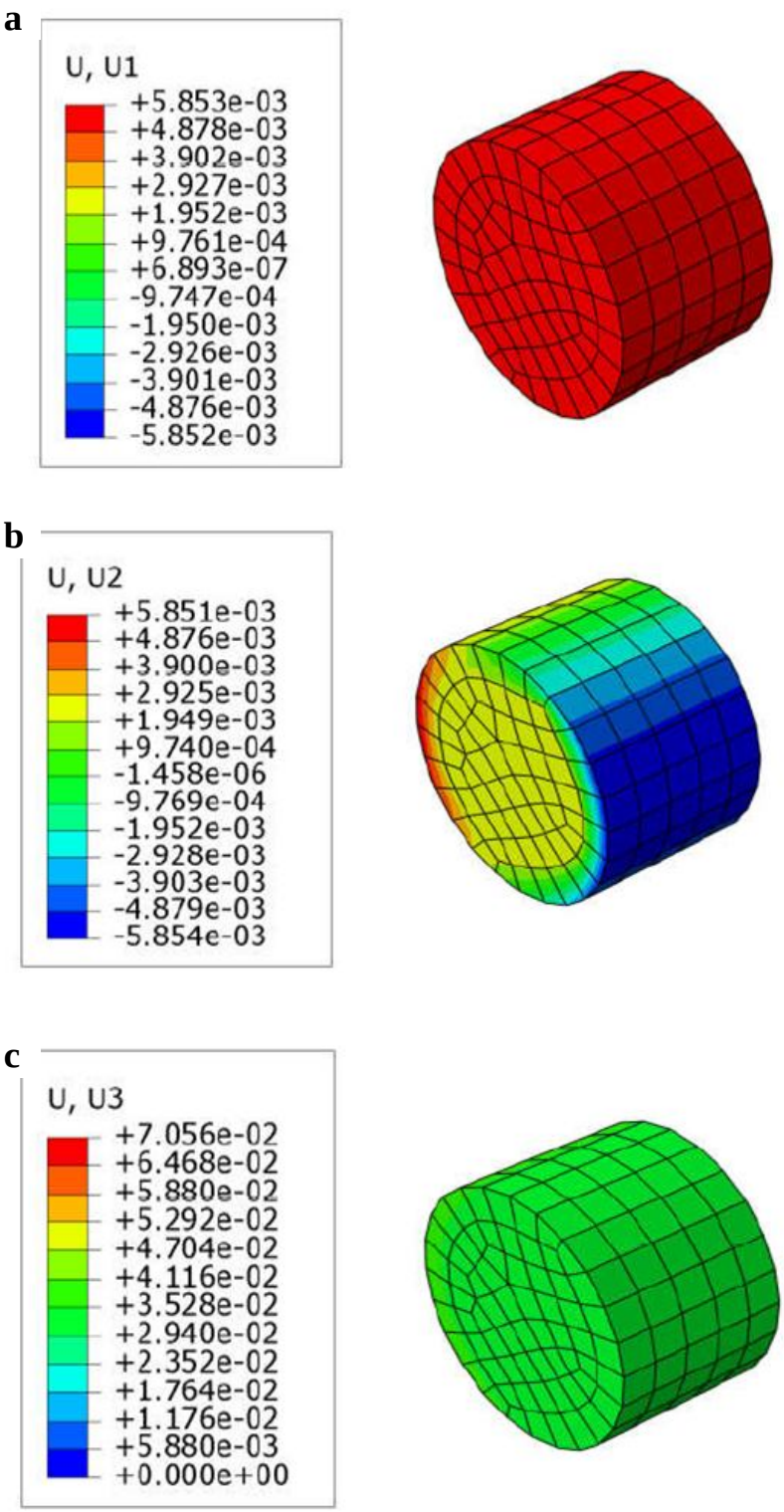


Figure IV.6. Déplacements donnés dans les trois directions **a)** suivant x, **b)** suivant y et **c)** suivant z.

IV.5. Conclusion

L'influence du galetage sur des pièces en acier S 355 J0 a été étudiée numériquement dans ce chapitre. Sur la base des paramètres d'influences sur le galetage adapté dans la partie expérimentale, nous avons développé un modèle éléments finis sous le code de calcul Abaqus qui permet de prévoir le champ de contraintes résiduelles crée dans la pièce. L'analyse des résultats a montré que les profils des contraintes résiduelles obtenus ne peuvent être modifiés que par une variation de la force normale. Ce résultat confirme bien l'effet bénéfique du galetage du point de vu mécanique sur les couches superficielles tels que révélé par la littérature sur différents matériaux.

Conclusion générale et perspectives

CONCLUSION GENERALE ET PERSPECTIVES

Ce travail vise les effets des traitements mécaniques de surface (TMS) sur les caractéristiques de surfaces de l'acier S 355 J0 ainsi que les contraintes résiduelles induites par les procédés.

Ces traitements appliqués à froid sont de plus en plus employés dans l'industrie mécanique en général et dans l'industrie aéronautique en particulier pour renforcer les éléments de structure. Ils mettent en œuvre une déformation plastique des couches superficielles et permettent d'éviter certains usinages classiques par enlèvement de copeaux. Le galetage en est un de ces traitements qui agit de façon positive sur les couches superficielles du matériau.

Une première partie porte sur l'influence de ce procédé sur les caractéristiques de surface. Le résultat s'est soldé par une amélioration de la rugosité de 94% et une augmentation de la dureté de 22%.

Ces effets positifs sont liés au lissage des aspérités et à l'écrouissage des couches superficielles. Néanmoins ils sont affectés par plusieurs paramètres de travail ainsi que la conception et la rigidité du dispositif de travail. Les facteurs ; la vitesse de rotation(N), l'avance de l'outil (f), l'effort de galetage (F) ainsi que le nombre de passes de l'outil (P) ont les effets les plus significatifs aussi bien sur la rugosité que la dureté. La réponse optimale est liée à une combinaison étudiée de facteurs entre eux.

Par ailleurs certains paramètres sont à surveiller tel que le broutement qui se produit à grande vitesse ou l'écaillage de la surface du en général à la combinaison d'une forte pression avec un grand nombre de passes. Pour parer à ce phénomène une conception et une étude de fabrication ont abouti à la réalisation par nos soins d'un outil de qualité irréprochable au vu des résultats fournis.

Une grande force de galetage intéresse plutôt la rugosité que la dureté alors qu'un grand nombre de passe est favorable aux deux réponses de sortie. L'effet de la force reste toujours désirable (positif) à la dureté jusqu'à la valeur maxi (25 kgf) du domaine de variation de ce paramètre cependant on recommande de le limiter à une valeur de 15 kgf pour une meilleure rugosité. Toutefois pour une meilleure rugosité, on recommande de limiter le nombre de passe à 3 quoique son augmentation jusqu'à la valeur maximale du domaine de variation de ce paramètre reste toujours favorable à une meilleure dureté. Les faibles vitesses et avances sont recherchées pour améliorer l'état de surface. Leurs effets sur la dureté sont peu appréciés. Ce constat nous conduit à recommander une vitesse de travail de l'ordre de 200 tr/min pour l'une ou l'autre réponse. Au-delà d'une avance de 0.13 mm/tr, la dureté tend à s'améliorer.

Une deuxième partie de ce travail consiste à dégager une prédiction des deux réponses de sortie (rugosité et dureté) en fonction des paramètres de galetage.

La modélisation a été entreprise à partir de la méthodologie de réponse des surfaces (MRS) et le plan d'expériences composite centré rotatable de deuxième degré de Box-Hunter. L'intégration de ce plan dans une telle méthode statistique assure une bonne prédiction des réponses de sorties au vu du test de Fisher qui valide le modèle et la bonne corrélation avec

les résultats expérimentaux validée avec un coefficient de détermination R^2 de 93,1% et 89,8% pour la rugosité et la dureté respectivement.

Il ressort des modèles envisagés que le maximum d'effet du galetage est étroitement lié aux valeurs optimales des paramètres du traitement. Grâce à ces effets, le galetage se distingue des procédés de mise en œuvre par enlèvement de copeaux par le fait qu'il est simple, économique et nécessite peu de temps pour acquérir un bel aspect physico géométrique de surface.

Tous ces résultats obtenus ont prouvé l'efficacité de l'outil de galetage utilisé dans ce travail qui a été conçu et fabriqué localement.

Dans la troisième partie, une simulation numérique par Abaqus a permis de dégager de bons résultats théoriques concernant la distribution des contraintes résiduelles de compression qui sont considérées comme positives par rapport à celles de traction dans la mesure où elles contribuent à décharger le matériau de toutes les sollicitations extérieures. Une telle incidence directe sur les propriétés mécaniques du matériau confirme l'un des atouts majeur du procédé en particulier et les traitements mécaniques en général.

En perspective, on projette d'étudier en détail les paramètres du galetage permettant d'obtenir un effet optimal vis-à-vis d'autre réponses de sortie telle que la tenue en fatigue ou la résistance à l'usure. On prévoit également, une modification du modèle de prévision en y injectant le matériau pour le rendre plus général.

Il est envisageable d'intégrer dans la modélisation, les mesures quantitatives des contraintes résiduelles et d'endommagement par rayon X.

Pour espérer plus de résultats positifs, la rigidité et la robustesse d'un outil capable de fournir de hautes pressions de travail est à prendre en compte dans toutes les étapes de travail. Ce point est l'une de nos préoccupations majeure actuellement.

Références bibliographiques

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

[1] C.W. Richards. La science des matériaux de l'ingénieur. Ed. Dunod. 543p. (1965).

[2] G. Maeder & J. Barralis. Précis de métallurgie. Ed. Nathan. 231p. (1997).

[3] D. William & Jr. Callister. Science et génie des matériaux. Ed. Dunod. 773p. (2003).

[4] J.P. Baïlon & J.M. Dorlot. Des Matériaux. Ed. Presses Polytechnique de Montréal. 736p. (2000).

[5] A. Cornet & J.P. Deville. Physique et ingénierie des surfaces. Ed. EDP sciences. 350p. (1998).

[6] H.E.F Groupe. Guide d'emploi des traitements de surfaces appliqués aux problèmes de frottement. Ed. Tec et doc. 410p. (2000).

[7] V. Kovan. Technologie de construction mécanique. Ed. Mir. 261p. (1970).

[8] S. Braham. Modélisation du galetage des vilebrequins. Evolution des contraintes résiduelles sous chargement de service. Thèse de doctorat. (1991).

[9] A. M. Hassan. An investigation into the surface characteristics of burnished cast Al Cu alloys. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 37, no 6, p. 813-821. (1997).

[10] F. J. Shiou & C. H. Chen. Freeform surface finish of plastic injection mold by using ball-burnishing process. Journal of materials processing technology, vol. 140, no 1, p. 248-254. (2003).

[11] H. Hamadache, L. Laouar. N. E. Zeghib & al. Characteristics of Rb40 steel superficial layer under ball and roller burnishing. Journal of Materials Processing Technology, vol. 180, no 1, p. 130-136. (2006).

[12] M. H. El-axir. An investigation into roller burnishing. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 40, no 11, p. 1603-1617. (2000).

[13] A. M. Hassan, & A. M. Momani. Further improvements in some properties of shot peened components using the burnishing process. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 40, no 12, p. 1775-1786. (2000).

[14] G. D. Revankar. R. Shetty, S. S. Rao & V. N. Gaitonde. Analysis of surface roughness and hardness in ball burnishing of titanium alloy. Measurement, vol. 58, p. 256-268. (2014).

[15] A. Iost, R. Bigot. & L. Bourdeau. L'essai de dureté Vickers: applications et influence de la charge. Materiaux et Techniques, vol. 83, p. 69-80. (1995).

[16] J. Triouleyre. Procédé de formage. Ed. Delagrave. 159p. (1980).

[17] G. Maeder, L. Castex & J. Barralis. Précontraintes et traitements superficiels. Techniques de l'ingénieur [M1180]-1999, (1991).

[18] L. Wagner. Mechanical surface treatments on titanium, aluminum and magnesium alloys. Materials Science and Engineering: A, vol. 263, no 2, p. 210-216. (1999).

[19] J. Lu. Traitements de surface mécaniques Principes. Techniques de l'ingénieur. Matériaux métalliques, no M1190. (2006).

[20] E. Macherauch & K. H. Kloos. Origin, measurement and evaluation of residual stresses. Residual Stresses in Science and Technology, vol. 1, p. 3-26. (1986).

[21] J. Lu. Handbook of measurement of residual stresses. Ed. Fairmont Press, (1996).

[22] A. Chabenat & R. Martin. La mesure des contraintes résiduelles: méthode de Mathar et Soëte méthode de Sachs. CETIM, (1976).

[23] J. F. Flavenot & A. Nikulari, La mesure des constaintes residuelles: Methode de la (Fleche) methode de las (Source de constraintes). Les mémoires Techniques du CETIM, vol. 31. (1977).

[24] J. Lu, A. Niku-Lari & J.-F. Flavenot. Récents développements de la mesure des contraintes résiduelles par perçage incrémental. Matériaux & Techniques, vol. 73, no 12, p. 709-718. (1985).

[25] B. Han. Study of Residual Stress Distribution by a Combined Method of Moir Interferometry and Incremental Hole Drilling, Part II: Implementation. Journal of Applied Mechanics, ASME, p. 837-850 (1998).

[26] Z. Wu & J. Lu. Study of surface residual stress by three-dimensional displacement data at a single point in hole drilling method. Journal of Engineering Materials and Technology, vol. 122, no 2, p. 215-220. (2000).

[27] M. B. Prime & al. Residual stress measurement by successive extension of a slot: the crack compliance method. Applied Mechanics Reviews, vol. 52, p. 75-96. (1999).

[28] M. B. Prime. Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut. Journal of engineering materials and technology, vol. 123, no 2, p. 162-168. (2001).

[29] J. Lu & D. Retraint. A review of recent developments and applications in the field of X-ray diffraction for residual stress studies. Journal of strain analysis for engineering design, vol. 33, no 2, p. 127-136. (1998).

[30] D. Retraint & J. Lu. Study of residual stress distribution by the combination of three techniques in an aluminium based MMC. Materials science forum. p. 498-503. Trans Tech Publications, (2000).

[31] F. Belahcene & J. Lu. Determination of residual stress in Z8CDWV12 steel using critically refracted longitudinal waves. JSME International Journal Series A, vol. 43, no 4, p. 367-373. (2000).

[32] F. Belahcene & J. Lu. Determination of residual stress using critically refracted longitudinal waves and immersion mode. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, vol. 37, no 1, p. 13-20. (2002).

[33] G. Lucazeau & L. Abello. Micro-Raman analysis of residual stresses and phase transformations in crystalline silicon under microindentation. Journal of materials research, vol. 12, no 09, p. 2262-2273. (1997).

[34] H. Pron, J.F. Henry, B. Flan & al. Estimation of residual stresses induced by shot-peening. Measurement of the thermal dissipation with an infrared camera. International journal of thermal sciences, vol. 41, no 4, p. 369-375. (2002).

[35] W. Bouzid. Saï & J. L. Lebrun. Influence of finishing by burnishing on surface characteristics. Journal of Materials Engineering and Performance, vol. 12, no 1, p. 37-40. (2003).

[36] P. Zhang & J. Lindemann. Effect of roller burnishing on the high cycle fatigue performance of the high-strength wrought magnesium alloy AZ80. Scripta materialia, vol. 52, no 10, p. 1011-1015. (2005).

[37] T. Segawa, H. Sasahara & M. Tsutsumi. Development of a new tool to generate compressive residual stress within a machined surface. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44, no 11, p. 1215-1221. (2004).

[38] V. Chomienne, F. Valiorgue, J. Rech & al. Influence of ball burnishing on residual stress profile of a 15-5PH stainless steel. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, vol. 13, p. 90-96. (2016).

[39] D. D. Papshev & Yu. V. Ivanov. Formation of the hardened layer during burnishing of steel 55SM5FA. Metal Science and Heat Treatment, vol. 19, no 7, p. 624-626. (1977).

[40] L. N. López De Lacalle, A. Lamikiz, J. A. Sanchez & al. The effect of ball burnishing on heat-treated steel and Inconel 718 milled surfaces. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 32, no 9, p. 958-968. (2007).

[41] V. K. Yatsenko & D. M. Petergerya, Effect of diamond burnishing on corrosion-fatigue strength of steel 40KhNMA. Materials Science, vol. 13, no 5, p. 551-552. (1978).

[42] L. Wagner, T. Ludian & M. Wollmann. Ball-burnishing and roller-burnishing to improve fatigue performance of structural alloys. In: Engineering Against Fracture. Springer Netherlands, p. 1-11. (2009).

[43] Y. Tian & Y. C. Shin. Laser-assisted burnishing of metals. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 47, no 1, p. 14-22. (2007).

[44] K. B. Katsov, R. A. Khrunik & R. N. Seifi. Increasing the contact fatigue strength of drill steel by burnishing the working surface in adsorption active media. Materials Science, vol. 7, no 6, p. 725-727. (1974).

[45] V. K. Yatsenko. Evaluation of the effectiveness of diamond burnishing of gas turbine engine parts. Strength of Materials, vol. 15, no 6, p. 875-879. (1983).

[46] H. Luo, L. Wang & C. Zhang. Study on the aluminum alloy burnishing processing and the existence of the outstripping phenomenon. Journal of Materials Processing Technology, vol. 116, no 1, p. 88-90. (2001).

[47] H. Luo, J. Liu, L. Wang & al. Study of the mechanism of the burnishing process with cylindrical polycrystalline diamond tools. Journal of Materials Processing Technology, vol. 180, no 1, p. 9-16. (2006).

[48] N. H. Loh, S. C. Tam & S. Miyazawa. Ball burnishing of tool steel. Precision Engineering, vol. 15, no 2, p. 100-105. (1993).

[49] W. Bouzid. Saï & K. Saï. Finite element modeling of burnishing of AISI 1042 steel. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 25, no 5, p. 460-465. (2005).

[50] S. Y. Abovskii, L. G. Veremei, M. A. Zil'berg & al. Broach burnishing of parts used in vacuum equipment. Chemical and Petroleum Engineering, vol. 12, no 7, p. 646-646. (1976).

[51] H. Luo, J. Liu, L. Wang & al. Investigation of the burnishing process with PCD tool on non-ferrous metals. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 25, no 5, p. 454-459. (2005).

[53] K. Wagner, A. Putz & U. Engel. Improvement of tool life in cold forging by locally optimized surfaces. Journal of materials processing technology, vol. 177, no 1, p. 206-209. (2006).

[54] V. K. Yatsenko, E. Ya. Korenevskii & D. M. Petergerya. Effect of diamond burnishing on the properties of steel 1Kh12N2VMF. Metal Science and Heat Treatment, vol. 15, no 6, p. 537-538. (1973).

[55] V. K. Yatsenko, V. F. Pritchenko, I. N.Komarchuk & al. Diamond burnishing of coatings. Strength of Materials, vol. 19, no 5, p. 725-726. (1987).

[56] N. S. M. El-Tayeb, K. O. Low & P. V. Brevern. Influence of roller burnishing contact width and burnishing orientation on surface quality and tribological behaviour of Aluminium 6061. Journal of Materials Processing Technology, vol. 186, no 1, p. 272-278. (2007).

[57] L. A. Khvorostukhin, N. A. Bystrova & L. I. Belykh. Heat treatment and diamond burnishing of gray cast iron. Metal Science and Heat Treatment, vol. 24, no 11, p. 805-807. (1982).

[58] Z. P. Grozinskaya & M. Ya. Gal'perin. Increasing fatigue strength by methods of ball burnishing. Metal Science and Heat Treatment, vol. 4, no 1, p. 73-74. (1962).

[59] V. K. Yatsenko. Evaluation of the effectiveness of diamond burnishing of gas turbine engine parts. Strength of Materials, vol. 15, no 6, p. 875-879. (1983).

[60] V. I. Ivanets, & I. M. Krasheninnikova. Effect of burnishing on the low-cycle corrosion fatigue of medium-carbon and alloy steels. Materials Science, vol. 12, no 5, p. 562-563. (1977).

[61] V. K. Yatsenko, E. Ya. Korenevskii, & D. M. Petergerya. Effect of diamond burnishing on the corrosion-fatigue strength of steel ÉI961 and alloy ÉI437B. Strength of Materials, vol. 7, no 1, p. 16-18. (1975).

[62] H. Luo, J. Liu, L. Wang & al. The effect of burnishing parameters on burnishing force and surface microhardness. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 28, no 7, p. 707-713. (2006).

[63] M. H. El-Axir & A. A. Ibrahim, Some surface characteristics due to center rest ball burnishing. Journal of Materials Processing Technology, vol. 167, no 1, p. 47-53. (2005).

[64] X. Yu & L. Wang. Effect of various parameters on the surface roughness of an aluminium alloy burnished with a spherical surfaced polycrystalline diamond tool. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 39, no 3, p. 459-469. (1999).

[65] Y. C. Lin, S. W. Wang & H.-Y. Lai. The relationship between surface roughness and burnishing factor in the burnishing process. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 23, no 9-10, p. 666-671. (2004).

[66] K. T. Aliev & T. I. Aslanov. The influence of diamond burnishing on the fatigue strength and wear resistance of the shafts of petroleum chains. Chemical and Petroleum Engineering, vol. 15, no 6, p. 459-461. (1979).

[67] A. M. Hassan, & A. S. Al-Bsharat, Influence of burnishing process on surface roughness, hardness, and microstructure of some non-ferrous metals. Wear, vol. 199, no 1, p. 1-8. (1996).

[68] S. S. G. Lee, S. C. Tam & N. H. Loh. Ball burnishing of 316L stainless steel. Journal of Materials Processing Technology, vol. 37, no 1-4, p. 241-251. (1993).

[69] M. H. El-Axir, O. M. Othman & A. M. Abodiena. Study on the inner surface finishing of aluminum alloy 2014 by ball burnishing process. Journal of materials processing technology, vol. 202, no 1, p. 435-442. (2008).

[70] F. Klocke, V. Bäcker, H. Wegner & al. Influence of process and geometry parameters on the surface layer state after roller burnishing of IN718. Production Engineering, vol. 3, no 4-5, p. 391. (2009).

[71] F. J. Shiou, C. C A. Chen & W. T. Li. Automated surface finishing of plastic injection mold steel with spherical grinding and ball burnishing processes. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 28, no 1, p. 61-66. (2006).

[72] F. J. Shiou & C. H. Cheng. Ultra-precision surface finish of NAK80 mould tool steel using sequential ball burnishing and ball polishing processes. Journal of materials processing technology, vol. 201, no 1, p. 554-559. (2008).

[73] S. Rajesham & J. C. Tak. A study on the surface characteristics of burnished components. Journal of mechanical working technology, vol. 20, p. 129-138. (1989).

[74] D. Ypsilantis. Optimisation de la mise en précontrainte par prétorsionnage et grenaillage des barres de torsion en acier 45 SCD 6. Thèse de doctorat. ENSAM. Paris. (1986).

[75] D. Ma, K. Xu, J. He & al. Evaluation of the mechanical properties of thin metal films. Surface and Coatings Technology, vol. 116, p. 128-132. (1999).

[76] K. Gong, A. Milley & J. Lu. Design tool on fatigue for 3D components with consideration of residual stresses. SAE Technical Paper, (2001).

[77] J. Lu. Prestress engineering of structural material: a global design approach to the residual stress problem. Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel, p. 11-26. (2002).

[78] V. K. Yatsenko & G. Z. Zaitsev. Effect of diamond burnishing on the fatigue strength of steel 40KhNMA at elevated temperatures. Metal Science and Heat Treatment, vol. 16, no 12, p. 1020-1022. (1974).

[79] M. Lemercier. Emploi rational du galetage fin des surfaces, techniques industrielles, no 92, p. 69-79. (1978).

[80] A. M. Hassan, The effects of ball-and roller-burnishing on the surface roughness and hardness of some non-ferrous metals. Journal of materials processing technology, vol. 72, no 3, p. 385-391. (1997).

[81] G. I. Morozov & V. I. Morozov, Hardenability of electrolytic deposits of iron during burnishing. Metal Science and Heat Treatment, vol. 16, no 10, p. 888-890. (1974).

[82] A. C. E. Mendar. La technique du galetage. Métaux et déformation, vol. 47, p. 45-57. (1978).

[83] M. M. El-Khabeery & M. H. El-Axir, Experimental techniques for studying the effects of milling roller-burnishing parameters on surface integrity. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 41, no 12, p. 1705-1719. (2001).

[84] T. A. El-Taweel & S. J. Ebeid, Effect of hybrid electrochemical smoothing–roller burnishing process parameters on roundness error and micro-hardness. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 42, no 7, p. 643-655. (2009).

[85] F. Klocke & J. Liermann, Roller burnishing of hard turned surfaces. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 38, no 5-6, p. 419-423. (1998).

[86] G. T. Nazarenko, I. I. Ishchenko, V. M. Beletskii & al. Effect of notch burnishing and thread rolling on the fatigue strength of specimens of titanium alloys VTZ-1 and VT16. Strength of Materials, vol. 5, no 1, p. 108-110. (1973).

[87] V. I. MOROZOV & G. I. MOROZOV. Residual stresses from burnishing of electrolytic deposits of iron. Metal Science and Heat Treatment, vol. 18, no 1, p. 81-83. (1976).

[88] M. S. Koval'chenko, A. V. Paustovskii, S. N. Kirilenko & al. The influence of burnishing on the properties of electrospark coatings. Materials Science, vol. 26, no 5, p. 601-602. (1991).

[89] G. D. REVANKAR, R. R. SHETTY S. Shrikantha & al. Analysis of surface roughness and hardness in ball burnishing of titanium alloy. Measurement, vol. 58, p. 256-268. (2014).

[90] A. M. Stupnitskii & A. V. Mikhailov. Residual stresses in thin-walled pipe hardened by roller burnishing. Metal Science and Heat Treatment, vol. 15, no 11, p. 995-997. (1973).

[91] C. H. Chen & F. J. Shiou. Determination of optimal ball-burnishing parameters for plastic injection moulding steel. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 21, no 3, p. 177-185. (2003).

[92] V. A. Shebanov & V. F. Vasilenko. Thermomechanical treatment with roller burnishing of sprocket teeth. Metal Science and Heat Treatment, vol. 13, no 11, p. 966-967. (1971).

[93] N. H. Loh, S. C. Tam & S. Miyazawa. Application of experimental design in ball burnishing. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 33, no 6, p. 841-852. (1993).

[94] J. A. Travieso-Rodriguez, G. Gomez-Gras, G. Dessein, F. Carrillo & al. Effects of a ball-burnishing process assisted by vibrations in G10380 steel specimens. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 81, no 9-12, p. 1757-1765. (2015).

[95] A. Chevalier & J. Bohan. Guide du technicien en fabrication mécanique. Ed. Hachette technique. 255p. (1979).

[96] F. J. Shiou & C. M. Cheng. Surface Finish of the Injection Molding Tool Steel PX4 Using Ball Burnishing, Nickel-Plating, and Ball Polishing Processes. In: Proceedings of the 35th International MATADOR Conference. Springer London, p. 123-126. (2007).

[97] A. M. Hassan & A. M. Maqableh. The effects of initial burnishing parameters on non-ferrous components. Journal of Materials Processing Technology, vol. 102, no 1, p. 115-121. (2000).

[98] T. A. El-Taweel & M. H. El-Axir. Analysis and optimization of the ball burnishing process through the Taguchi technique. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 41, no 3, p. 301-310. (2009).

[99] K. O. LOW & K. J. WONG. Influence of ball burnishing on surface quality and tribological characteristics of polymers under dry sliding conditions. Tribology International, vol. 44, no 2, p. 144-153. (2011).

[100] M. Salahshoor & Y. B. Guo. Surface integrity of biodegradable Magnesium–Calcium orthopedic implant by burnishing. Journal of the mechanical behavior of biomedical materials, vol. 4, no 8, p. 1888-1904. (2011).

[101] J. Lu. Traitements Surface Mécaniques: Effets Sur Les Matériaux. Ed. Techniques Ingénieur, no M1191. (2006).

[102] A. BRAND. J.F. FLAVENOT. R. GREGOIRE & C. TOURNIER. Recueil de données technologiques sur la fatigue, CETIM. (1980).

[103] J. Goupy & L. Creighton. Introduction aux plans d'expériences. Ed. Dunod. 336p. (2006).

[104] T. A. El- Taweel & S. J. Ebeid. Improvement of roundness of cylindrical parts using hybrid electrochemical smoothing and roller burnishing process. In: Proceedings of the 35th International MATADOR Conference. Springer London, p. 85-88. (2007).

[105] A. T. Abu Shreehah. Developing and investigating of elastic ball burnishing tool. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 36, no 3, p. 270-279. (2008).

[106] J. Goupy. Modélisation par les plans d'expériences. Techniques de l'ingénieur. Mesures et contrôle, no R275, p. 23. (2000).

[107] A. Sagbas. Analysis and optimization of surface roughness in the ball burnishing process using response surface methodology and desirabilty function. Advances in Engineering Software, vol. 42, no 11, p. 992-998. (2011).

[108] X. L. Yuan, Y. W. Sun, L. S. Gao & al. Effect of roller burnishing process parameters on the surface roughness and microhardness for TA2 alloy. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 85, no 5-8, p. 1373-1383. (2016).

[109] D. H. Doehlert. Uniform shell designs. Applied statistics, p. 231-239. (1970).

[110] R. Saber. Plans d'expèriences - Méthode de Taguchi. Techniques de l'ingénieur, no 1006, p. 10. (2007).

[111] B. C. Yeldose & B. Ramamoorthy. An investigation into the high performance of TiN-coated rollers in burnishing process. Journal of materials processing technology, vol. 207, no 1, p. 350-355. (2008).

[112] E. Ugur. Use of grey based Taguchi method in ball burnishing process for the optimization of surface roughness and microhardness of AA 7075 aluminum alloy. Materiali in tehnologije, vol. 44, no 3, p. 129-135. (2010).

[113] P. S. PA. Continuous finishing processes using a combination of burnishing and electrochemical finishing on bore surfaces. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 49, no 1-4, p. 147-154. (2010).

[114] C. Eloy. Aide mémoire de fabrication en construction mécanique. Ed. Dunod. 250p. (1993).

[115] P. Padilla & A. Thely. Guide des fabrications mécaniques. Ed. Dunod. 239p. (1978).

[116] G.E. Box & J.S. Hunter. Multi-factor experimental designs for exploring response surfaces, The Annals of Mathematical Statistics, vol. 2no 8, p. 195-241. (1957).

[117] J. Lemaitre, J. L.Chaboche, A. Benallal & al. Mécanique des matériaux solides. Ed. Dunod, (2009).

[118] K. Hibbitt & Sorensen. ABAQUS: Theory Manual. (1997).

[119] P. Pilvin. Approches multiéchelles pour la prévison du comportement anélastique des métaux. Thèse de doctorat. (1990).

[120] M. P. Luong. Infrared thermographic scanning of fatigue in metals. Nuclear Engineering and Design, vol. 158, no 2-3, p. 363-376. (1995).

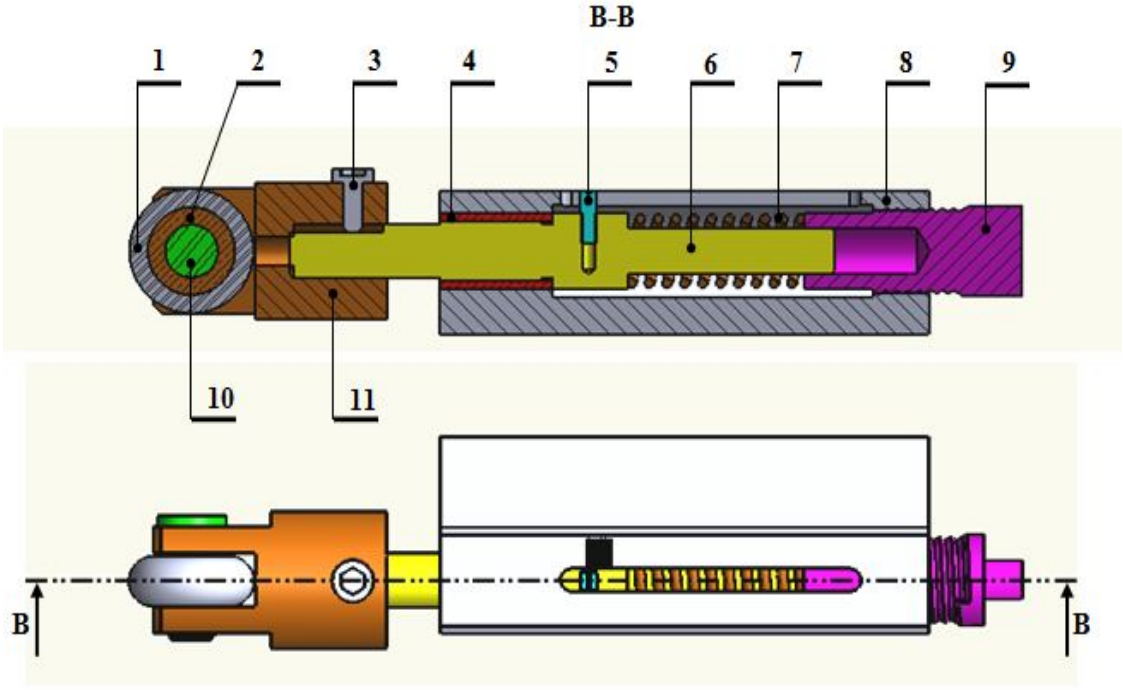
[121] J. M. COLLIN & al. Identification des paramètres de lois de comportement élastoplastique par indentation continue sphérique. 18ème Congrès Français de Mécanique, p. 1-6. (2007).

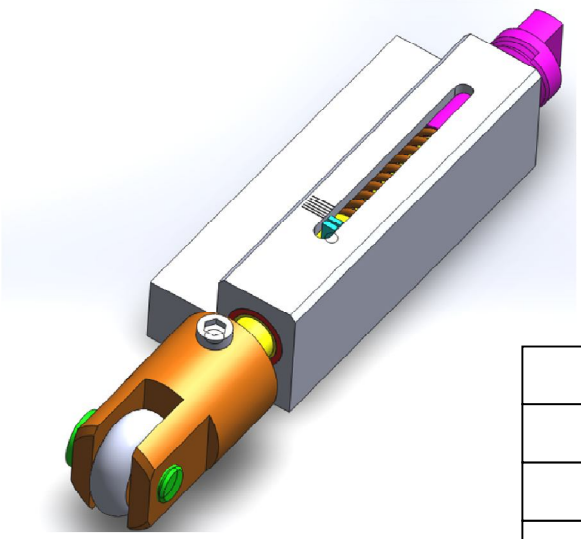
[122] K. L. Johnson & K. L. Johnson. Contact mechanics. Cambridge university press, (1987).

[123] K. Hibbitt & Sorenson, ABAQUS/CAE user's manual, vol. 6. 10. (2010).

Annexe 1

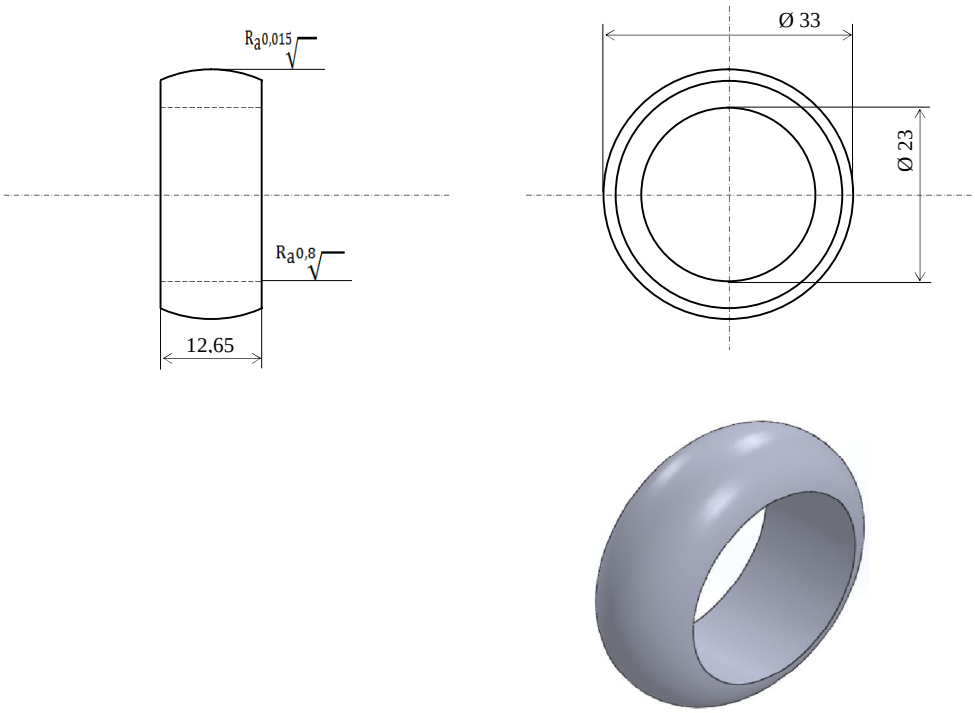
Dessins des éléments du dispositif de galetage





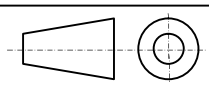
REPERE	NOMBRE	DESIGNATION	MATIERE
11	1	CHAPE	C 55
10	1	AXE ETAGE	C 45
9	1	TIGE FILETEE	C 55
8	1	CORPS	C 55
7	1	RESSORT	Corde à piano
6	1	AXE PRINCIPAL	C 55
5	1	REPERE	C 45
4	1	ENTRETOISE	Cu Sn 8 Pb
3	1	VIS C HC	E 295
2	1	BAGUE	Cu Sn 8 Pb
1	1	GALET	100 C 6

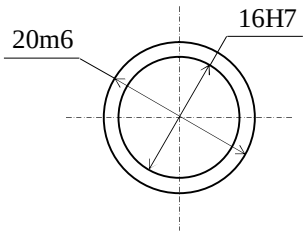
MATIERE : 100 C 6	UNIVERSITE BADJI MOKHTAR – ANNABA	
ECHELLE : 1 : 1	OUTIL DE GALETAGE	DESSINE PAR : M. TOURAB
		LE : 18/05/2017
FORMAT : A4	DESSIN N° : 01	PAS DE MODIFICATION

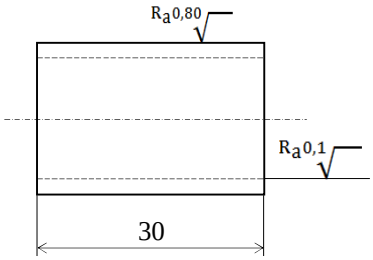


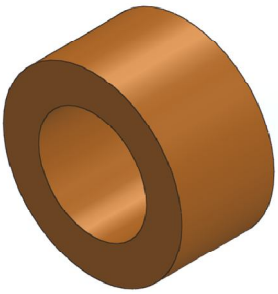
La rugosité de la surface extérieure du galet doit être la plus faible possible

Le galet doit avoir une dureté ≥ 60 HRc

MATIERE : 100 C 6	**UNIVERSITE BADJI MOKHTAR – ANNABA**	
ECHELLE : 1 : 1	**GALET**	**DESSINE PAR : M. TOURAB**
		**LE : 18/05/2017**
FORMAT : A4	**DESSIN N° : 02**	**PAS DE MODIFICATION**

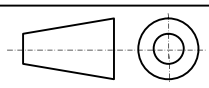


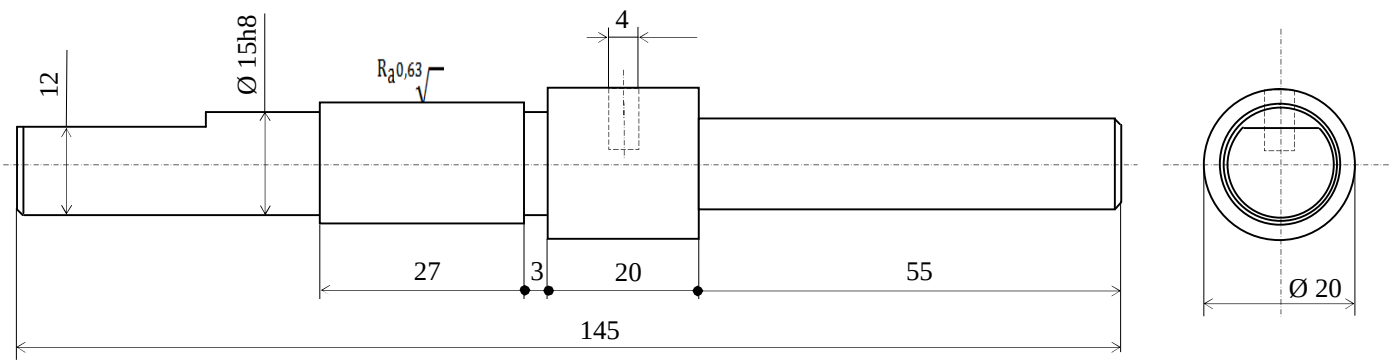


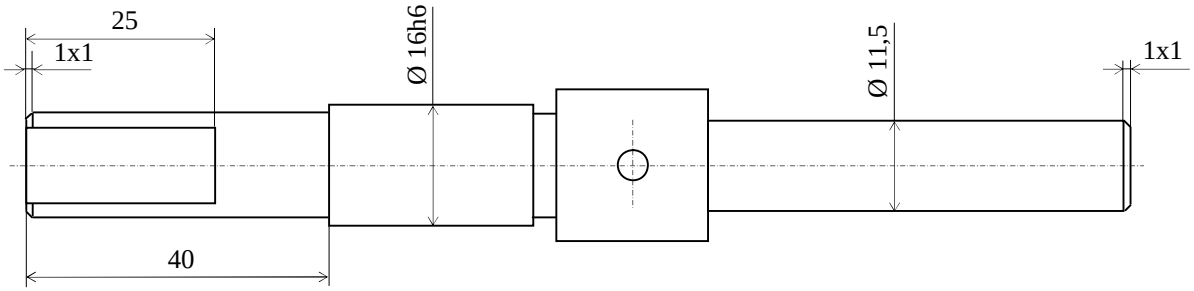


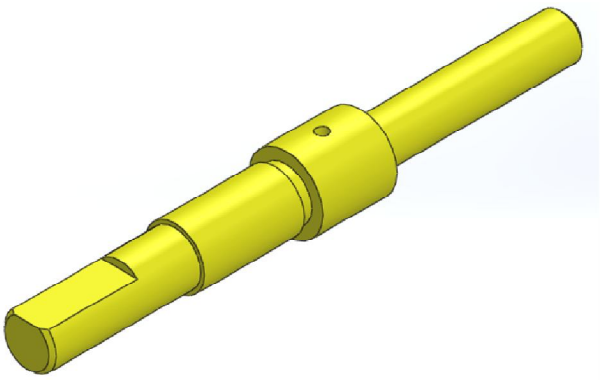
La tolérance est de ± 0,4 pour les cotes sans indication

La rugosité de surface Ra est de 6,3 µm pour les cotes sans indication

MATIERE : Cu Sn 8 Pb	**UNIVERSITE BADJI MOKHTAR – ANNABA**	
ECHELLE : 1 : 1	**ENTRETOISE**	**DESSINE PAR : M. TOURAB**
		**LE : 19/05/2017**
FORMAT : A4	**DESSIN N° : 03**	**PAS DE MODIFICATION**



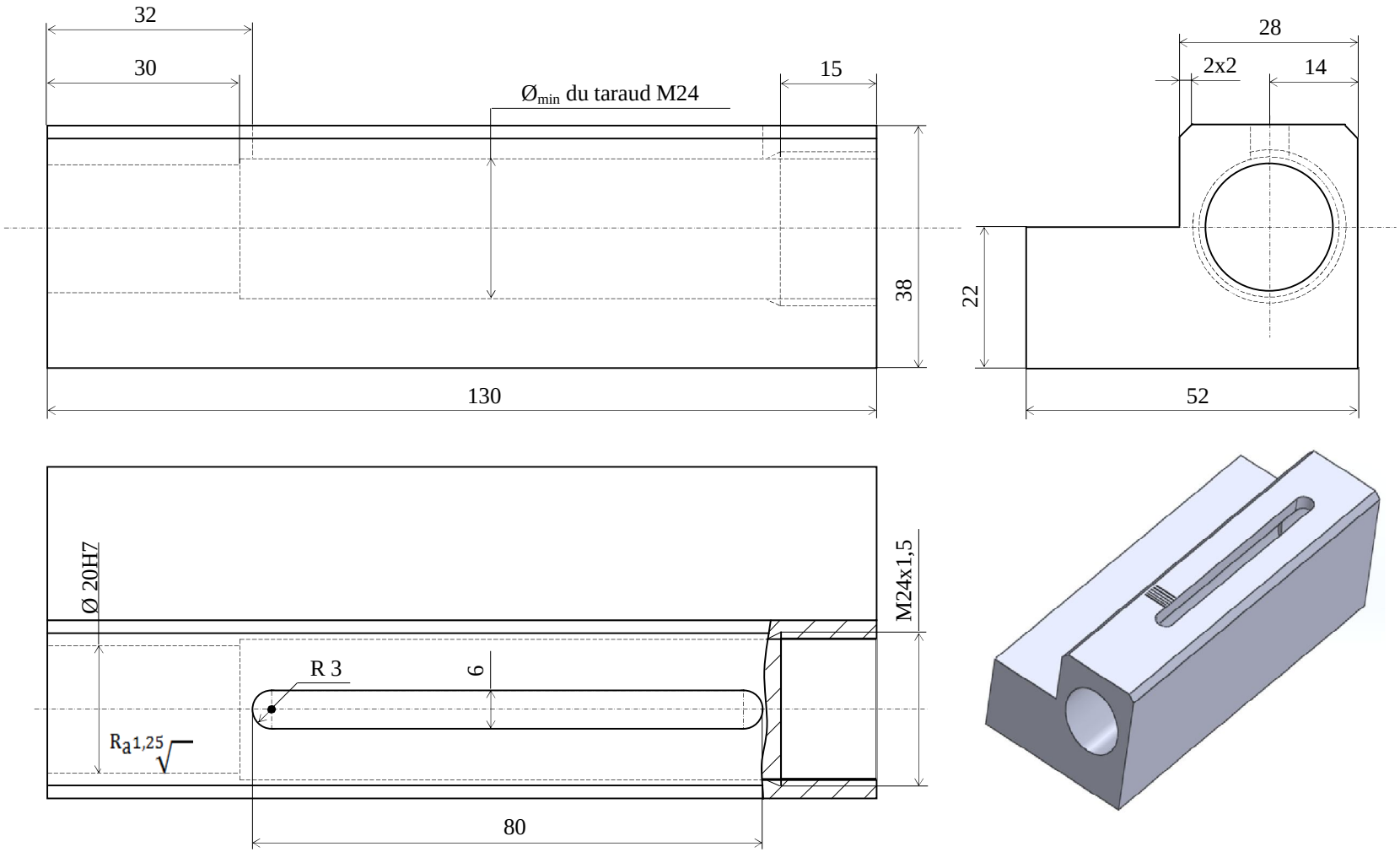




La tolérance est de ± 0,4 pour les cotes sans indication

La rugosité de surface Ra est de 6,3 µm pour les cotes sans indication

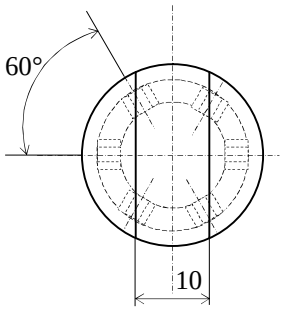
MATIERE : C 55	**UNIVERSITE BADJI MOKHTAR – ANNABA**	
ECHELLE : 1 : 1	**AXE PRINCIPAL**	**DESSINE PAR : M. TOURAB**
		LE : 20/05/2017
FORMAT : A4	**DESSIN N° : 04**	**PAS DE MODIFICATION**

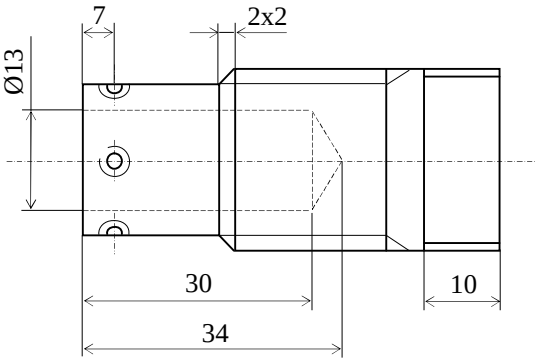


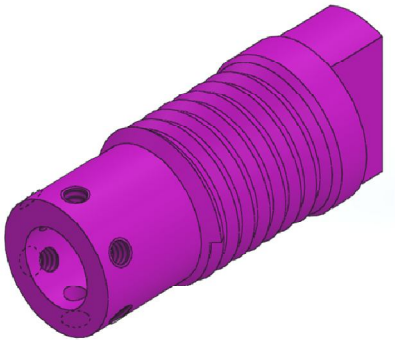
La tolérance est de ± 0,4 pour les cotes sans indication

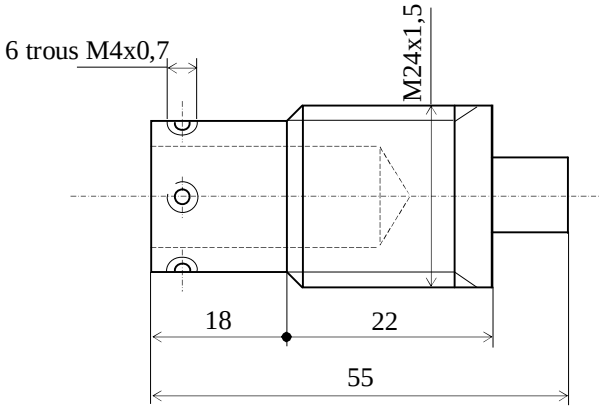
La rugosité de surface Ra est de 6,3 µm pour les cotes sans indication

MATIERE : C 55	**UNIVERSITE BADJI MOKHTAR – ANNABA**	
ECHELLE : 1 : 1	**CORPS**	**DESSINE PAR : M. TOURAB**
		LE : 20/05/2017
FORMAT : A4		**PAS DE MODIFICATION**



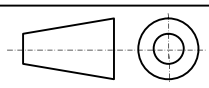


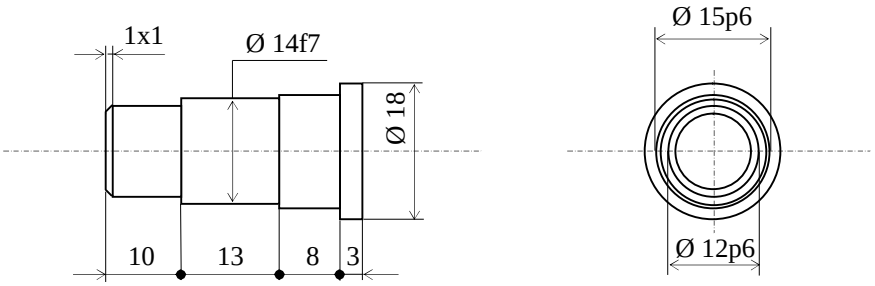


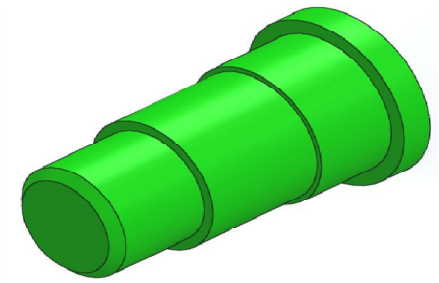


La tolérance est de ± 0,4 pour les cotes sans indication

La rugosité de surface Ra est de 6,3 µm pour les cotes sans indication

MATIERE : C 55	**UNIVERSITE BADJI MOKHTAR – ANNABA**	
ECHELLE : 1 : 1	**TIGE FILETEE**	**DESSINE PAR : M. TOURAB**
		**LE : 19/05/2017**
FORMAT : A4	**DESSIN N° : 06**	**PAS DE MODIFICATION**

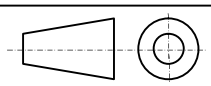


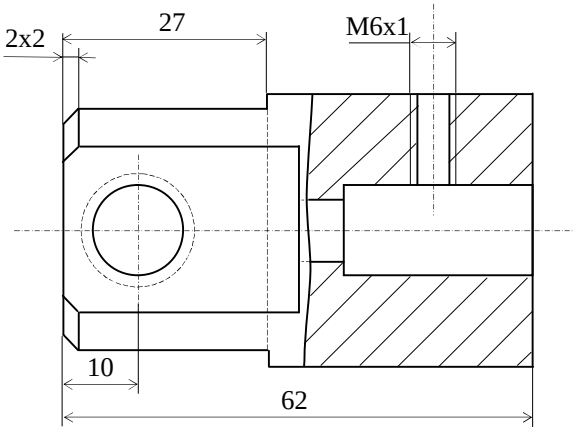


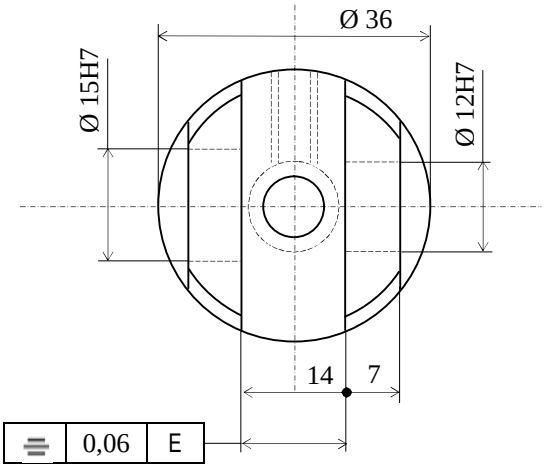
La rugosité de la surface pour les cotes Ø 15p6, 14h7 et 12p6 varié entre Ra = 1 µm et 0,4 µm

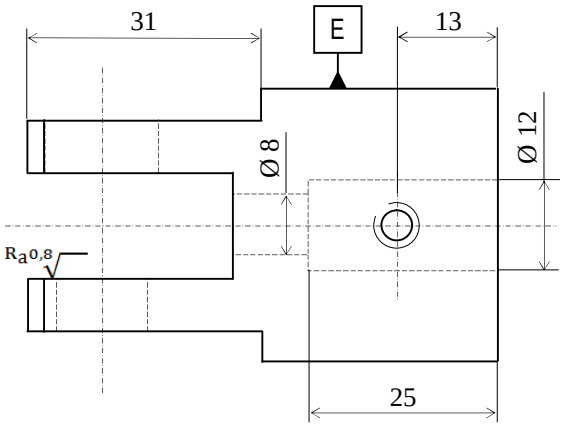
La tolérance est de ± 0,4 pour les cotes sans indication

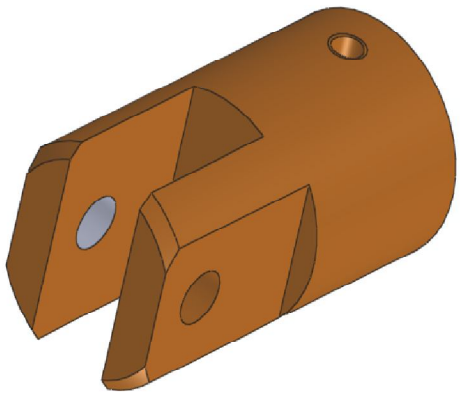
La rugosité Ra est de 6,3 µ pour les cotes sans indication

MATIERE : C 45	**UNIVERSITE BADJI MOKHTAR – ANNABA**	
ECHELLE : 1 : 1	**AXE ETAGE**	**DESSINE PAR : M. TOURAB**
		**LE : 20/05/2017**
FORMAT : A4	**DESSIN N° : 07**	**PAS DE MODIFICATION**





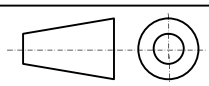




Les deux trous 15H7 et 12H7 doivent avoir une bonne coaxialité et une rugosité Ra de 0,8 µm

La tolérance est de ± 0,4 pour les cotes sans indication

La rugosité de surface Ra est de 6,3 µm pour les cotes sans indication

MATIERE : C 55	**UNIVERSITE BADJI MOKHTAR – ANNABA**	
ECHELLE : 1 : 1	**CHAPE**	**DESSINE PAR : M. TOURAB**
		**LE : 20/05/2017**
FORMAT : A4	**DESSIN N° : 08**	**PAS DE MODIFICATION**

Annexe 2

Calcul des coefficients du modèle

Calcul des coefficients du modèle

La résolution mathématique des coefficients du modèle de l'Equation. II.3 (§ II.4) est réalisée par le calcul matriciel développé comme suit :

$$a_i = ([X][X]^T)^{-1}[X]^T \hat{y}_i$$

Où :

a_i : vecteur des coefficients du modèle.

[X] : la matrice d'expérience de base égale à :

$$\begin{bmatrix}
1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\
1 & 1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 \\
1 & -1 & 1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & 1 & 1 & -1 & -1 & 1 \\
1 & 1 & 1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 \\
1 & -1 & -1 & 1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & 1 & -1 & 1 & -1 \\
1 & 1 & -1 & 1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & 1 & -1 & -1 & 1 & -1 \\
1 & -1 & 1 & 1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & -1 & 1 & 1 & -1 & -1 \\
1 & 1 & 1 & 1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & 1 & -1 & -1 \\
1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & 1 & -1 & -1 \\
1 & 1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & -1 & 1 & 1 & -1 & -1 \\
1 & -1 & 1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & 1 & -1 & -1 & 1 & -1 \\
1 & 1 & 1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & 1 & -1 & 1 & -1 \\
1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & -1 & -1 & -1 & 1 \\
1 & 1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & 1 & 1 & -1 & -1 & 1 \\
1 & -1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & -1 & -1 & -1 & 1 & 1 & 1 \\
1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\
1 & -2 & 0 & 0 & 0 & 4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 2 & 0 & 0 & 0 & 4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & -2 & 0 & 0 & 0 & 4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & 2 & 0 & 0 & 0 & 4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & 0 & -2 & 0 & 0 & 0 & 4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 & 0 & 4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & 0 & 0 & -2 & 0 & 0 & 0 & 4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 & 0 & 4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\
1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0
\end{bmatrix}$$

$[X]^T$: matrice transposé de la matrice de base, égale à :

1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	-2	2	0	0	0	0	0	0
-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	0	0	-2	2	0	0	0	0
-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	0	0	0	0	-2	2	0	0
-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	0	0	0	0	-2	0
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	4	4	0	0	0	0	0	0
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	4	4	0	0	0	0
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	0	0	4	4	0	0
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	0	0	0	0	0	0	4	0
1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	0	0	0	0	0	0	0	0
1	-1	1	-1	-1	1	-1	1	1	-1	1	-1	-1	1	-1	1	0	0	0	0	0	0	0	0
1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	-1	1	-1	1	-1	1	-1	1	0	0	0	0	0	0	0	0
1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0
1	1	-1	-1	1	1	-1	-1	-1	-1	1	1	-1	-1	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0
1	1	1	1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	-1	1	1	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0

1	1	1	1	1	1	1	1
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
2	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
4	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0

Le produit de la matrice de base avec la matrice transposée donne :

31	0	0	0	0	24	24	24	24	0	0	0	0	0	0
0	24	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	24	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	24	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	24	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
24	0	0	0	0	48	16	16	16	0	0	0	0	0	0
24	0	0	0	0	16	48	16	16	0	0	0	0	0	0
24	0	0	0	0	16	16	48	16	0	0	0	0	0	0
24	0	0	0	0	16	16	16	48	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	16	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	16	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	16	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	16	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	16	0
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	16

$([X][X]^T)^{-1}$: représente la matrice inverse de la matrice de base multipliée par la matrice transposée :

0,142857143	0	0	0	0	-0,035714286	-0,035714286
0	0,041666667	0	0	0	0	0
0	0	0,041666667	0	0	0	0
0	0	0	0,041666667	0	0	0
0	0	0	0	0,041666667	0	0
-0,035714286	0	0	0	0	0,034970238	0,003720238
-0,035714286	0	0	0	0	0,003720238	0,034970238
-0,035714286	0	0	0	0	0,003720238	0,003720238
-0,035714286	0	0	0	0	0,003720238	0,003720238
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0

-0,035714286	-0,035714286	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0,003720238	0,003720238	0	0	0	0	0	0
0,003720238	0,003720238	0	0	0	0	0	0
0,034970238	0,003720238	0	0	0	0	0	0
0,003720238	0,034970238	0	0	0	0	0	0
0	0	0,0625	0	0	0	0	0
0	0	0	0,0625	0	0	0	0
0	0	0	0	0,0625	0	0	0
0	0	0	0	0	0,0625	0	0
0	0	0	0	0	0	0,0625	0
0	0	0	0	0	0	0	0,0625

Le produit de cette matrice avec la matrice transposée $[X]^T$ donne :

1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17
-0,041666667	0,041666667	-0,041666667	0,041666667	-0,041666667	0,041666667	-0,041666667	0,041666667
-0,041666667	-0,041666667	0,041666667	0,041666667	-0,041666667	-0,041666667	0,041666667	0,041666667
-0,041666667	-0,041666667	-0,041666667	-0,041666667	0,041666667	0,041666667	0,041666667	0,041666667
-0,041666667	-0,041666667	-0,041666667	-0,041666667	-0,041666667	-0,041666667	-0,041666667	-0,041666667
0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667
0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667
0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667
0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667
0,0625	-0,0625	-0,0625	0,0625	0,0625	-0,0625	-0,0625	0,0625
0,0625	-0,0625	0,0625	-0,0625	-0,0625	0,0625	-0,0625	0,0625
0,0625	-0,0625	0,0625	-0,0625	0,0625	-0,0625	0,0625	-0,0625
0,0625	0,0625	-0,0625	-0,0625	-0,0625	-0,0625	0,0625	0,0625
0,0625	0,0625	-0,0625	-0,0625	0,0625	0,0625	-0,0625	-0,0625
0,0625	0,0625	0,0625	0,0625	-0,0625	-0,0625	-0,0625	-0,0625

1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17	1,38778E-17
-0,041666667	0,041666667	-0,041666667	0,041666667	-0,041666667	0,041666667	-0,041666667	0,041666667
-0,041666667	-0,041666667	0,041666667	0,041666667	-0,041666667	-0,041666667	0,041666667	0,041666667
-0,041666667	-0,041666667	-0,041666667	-0,041666667	0,041666667	0,041666667	0,041666667	0,041666667
0,041666667	0,041666667	0,041666667	0,041666667	0,041666667	0,041666667	0,041666667	0,041666667
0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667
0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667
0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667
0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667	0,010416667
0,0625	-0,0625	-0,0625	0,0625	0,0625	-0,0625	-0,0625	0,0625
0,0625	-0,0625	0,0625	-0,0625	-0,0625	0,0625	-0,0625	0,0625
-0,0625	0,0625	-0,0625	0,0625	-0,0625	0,0625	-0,0625	0,0625
0,0625	0,0625	-0,0625	-0,0625	-0,0625	-0,0625	0,0625	0,0625
-0,0625	-0,0625	0,0625	0,0625	-0,0625	-0,0625	0,0625	0,0625
-0,0625	-0,0625	-0,0625	-0,0625	0,0625	0,0625	0,0625	0,0625

0	0	0	0	0	0	0	0
-0,08333333	0,083333333	0	0	0	0	0	0
0	0	-0,08333333	0,083333333	0	0	0	0
0	0	0	0	-0,08333333	0,083333333	0	0
0	0	0	0	0	0	-0,08333333	0,083333333
0,104166667	0,104166667	-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333
-0,02083333	-0,02083333	0,104166667	0,104166667	-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333
-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333	0,104166667	0,104166667	-0,02083333	-0,02083333
-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333	-0,02083333	0,104166667	0,104166667
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0	0

0,142857143	0,142857143	0,142857143	0,142857143	0,142857143	0,142857143	0,142857143
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0
-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429
-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429
-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429
-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429	-0,03571429
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0
0	0	0	0	0	0	0

Le produit de cette matrice avec le vecteur de réponses de sortie donne directement les 31 coefficients du modèle de prévision basé sur le plan de Box-Hunter.

Annexe 3

Communications et publications

COMMUNICATIONS ET PUBLICATIONS

Communications

M. Tourab, H. Hamadache, S. Belhadi." Effect of roller burnishing parameters on roughness surface and hardness of steel S355J0 specimens by using response surface methodology". The 5th International Conference on Welding, Non Destructive Testing Materials and Alloys Industry (IC-WNDT-MI'16), 26-28 November 2016, Oran, Algeria.

M. Tourab, H. Hamadache, S. Aguib. "Effet du procédé de galetage sur l'acier non allié S 355 J0 par l'application d'une étude statistique". 3ème Conférence Internationale de Mécanique, 26-27 Avril 2017 Annaba, Algérie.

.

Publications

M. Tourab, H. Hamadache, S. Belhadi. « Modélisation de la rugosité et de la dureté de surface par la méthodologie de surface de réponse de l'acier S 355 J0 traité par galetage ». Journal synthèse, article code 46-16, N° : 34 Avril 2017 –Annaba.

M. Tourab, H. Hamadache, S. Aguib, S. Belhadi." Effect of roller burnishing parameters on roughness surface and hardness of unalloyed S 355 J0 steel by using response surface methodology". Journal of Manufacturing Technology. Vol 17. N° 4 (2017). ISSN 1213-2489.