

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

BADJI-MOKHTAR-ANNABA UNIVERSITY  
UNIVERSITE BADJI-MOKHTAR ANNABA



جامعة باجي مختار - عنابة

Faculté de Technologie  
Département de Génie Mécanique

Année 2022

## THESE

Présentée en vue de l'obtention du diplôme de **DOCTORAT(LMD)**

# Influence des traitements thermiques sur l'usinabilité des aciers au cours du fraisage

Option :

**Génie Mécanique**

Par :

**Mohamed Zakaria ZAHAF**

**DIRECTEUR DE THESE:** Nacer MOKAS MC/A U.BM Annaba  
**CO-DIRECTEUR DE THESE:** Abdelaziz AMIRAT Pr. U.BM Annaba

### Devant le jury

Président : Pr. HAMADACHE Hamid U.BM Annaba  
Examineur : Pr. YALLESE Mohamed Athmane U. du 8 Mai 1945 Guelma  
Examineur : MC/A BELHADI Salim U. du 8 Mai 1945 Guelma

# *Dédicaces*

*A La mémoire de ma très chère mère qui a toujours été d'un grand soutien même après nous avoir quitté.*

*Que DIEU l'accueille dans son vaste paradis ;*

*A mon très chère père pour ses sacrifices et son soutien permanent durant toutes mes années d'études ;*

*A La mémoire de mon regretté encadreur Pr. Mohieddine BENGHERSALLAH qui n'a ménagé aucun effort pour mener à bien cette thèse. Ses fructueux conseils, ses recommandations objectives, son soutien régulier, sa disponibilité permanente resteront gravés dans ma mémoire, et Combien j'aurais souhaité qu'il soit avec nous.*

*Cependant, Allah a décidé de l'accueillir dans son vaste Paradis*

*(Incha Allah)*

*A toute ma famille ;*

*A mes amis.*

# Remerciements

*En premier lieu, je remercie DIEU le Tout Puissant, notre créateur pour m' avoir donné la force et le courage pour accomplir ce travail.*

*Je voudrais exprimer ma profonde gratitude à mon Directeur de thèse Pr. Mohieddine BENGHERSALLAH qui n'a ménagé aucun effort pour mener à bien ce travail. Ses encouragements, son soutien, ses conseils, et ses orientations et sa disponibilité, resteront précieux et fructueux.*

*Je tiens à exprimer mes sincères remerciements à Pr. Abdelaziz AMIRAT non seulement pour ses précieux conseils et orientations en tant qu'un Co-directeur de thèse, mais également d'avoir fournie toutes les facilités nécessaires en tant que directeur du laboratoire LRTAPM pour que ce travail puisse être réalisé dans de bonnes conditions. Je le remercie aussi pour sa confiance, son aide précieuse et surtout sa disponibilité.*

*Je tiens à remercier Dr. Nacer MOKAS pour son engagement à assurer mon encadrement afin de mener cette thèse à terme en honneur du défunt Pr BENGHERSALLAH Mohiédine.*

*Je tiens à remercier Pr. Hamid HAMADACHE de l'Université Badji Mokhtar Annaba qui a bien voulu me faire honneur de présider mon jury de thèse, et les membres du Jury, Pr. Mohamed Athmane YALLESE et Dr. Salim BELHADI du département de génie mécanique, Université 08 Mai 1945 de Guelma, pour avoir accepté d'examiner mon travail. Je leur exprime toute ma gratitude.*

*J'adresse particulièrement mes chaleureux remerciements et ma gratitude à Pr. Said BOUDEBANE, enseignant à l'université d'Annaba département de métallurgie, pour m'avoir aidé.*

*Mes sincères remerciements vont vers les membres du laboratoire de recherche des technologies avancées en production mécanique (LRTAPM), département de Génie Mécanique, Faculté de Technologie, de l'Université Badji Mokhtar Annaba.*

*Je remercie tous les enseignants et personnel du département de Génie Mécanique de la Faculté de Technologie, qui de près ou de loin ont contribué à la réalisation de ce travail.*

*Mes remerciements vont aussi au département de génie des matériaux et métallurgie de l'Université Badji Mokhtar Annaba, ainsi que l'école supérieures des mines et métallurgie à Annaba pour avoir mis à ma disponibilité leurs équipements scientifique et à toutes celles et tous ceux qui m'ont aidé à différents stades de ce travail.*

# Résumé

La présente thèse a pour but d'étudier l'influence des traitements thermiques sur l'usinabilité des aciers au cours du fraisage d'épaulement en employant des matériaux des outils de coupe modernes du carbure cémenté d'une nuance *GC1030* revêtu par *PVD (Ti, ALN)*. L'intérêt principal est tel que de répondre à un besoin urgent chez les entreprises de fabrication des aciers durcis comme les matrices, les poinçons et les moules. Ce besoin s'exprime par la réduction des coûts de production représentant jusqu'à 25 % du coût total de fabrication, par la diminution du temps de fabrication à travers la suppression des opérations de rectification.

Les travaux ont été réalisés sur 2 types d'aciers d'outillage: *AISI D3* fortement allié et *AISI 52100* faiblement allié.

La première vague d'essais a été orientée vers l'étude de l'usure de l'outil, la rugosité de surface et les déplacements du système usinant lors du fraisage de contournage de l'acier *AISI D3* avant et après traitements thermiques (Trempe à  $950^{\circ}\text{C}$  et Revenu à  $200$ ,  $400$  et  $600^{\circ}\text{C}$ ). Il en résulte 3 types de résultats:

- L'analyse microstructurale à travers des observations sur le *MEB* et microanalyse *EDS*, a montré l'influence des traitements thermiques (trempe et revenu) sur la microstructure de l'acier à outil. Il en découle que pour un revenu à haute température ( $600^{\circ}\text{C}$ ) la structure devient bainitique ce qui est favorable pour une bonne usinabilité de l'acier et un bel état de surface usinée.

- Relativement, les mesures de dureté montrent que la valeur de la dureté atteint son maximum de  $64 \text{ HRc}$  lorsque l'acier est trempé. Les paliers de revenu, montrent que la dureté est conservée à  $200^{\circ}\text{C}$ ,  $63.7 \text{ HRc}$  et chute jusqu'à  $49 \text{ HRc}$  à  $600^{\circ}\text{C}$  ce qui s'intègre dans la plage de l'usinage dur.

- Ainsi, l'étude du comportement à l'usure de l'outil, la rugosité de surface et les déplacements du système usinant lors du contournage de l'acier *AISI D3* par une fraise 2 tailles a révélé que la meilleure performance est obtenue dans les conditions de durcissement à  $49 \text{ HRc}$ , avec une vitesse de coupe  $V_c = 59 \text{ m/min}$ , une profondeur de passe radiale  $a_e = 0.5 \text{ mm}$ , une profondeur de passe axiale  $a_p = 9 \text{ mm}$  et une avance par dent  $f_z = 0.02 \text{ mm/dent}$ . Par ailleurs, cette étude a permis de développer une stratégie rapide d'analyse en cinq étapes sur la base du principe d'un plan d'expériences réduit et de la méthodologie de fraisage de l'épaulement.

La deuxième vague d'essais concerne l'étude de l'usinabilité de l'acier durci. Compte tenu des résultats obtenus sur l'acier *AISI D3*, il a été décidé de réaliser les essais sur un acier faiblement allié *AISI 52100* durci à une dureté de  $52.8 \text{ HRc}$  par trempe et revenu à  $200^{\circ}\text{C}$ . A travers plan Taguchi ( $L_{27}$ ) et par la méthodologie de surface de réponse (*MSR*), l'analyse de la variance (*ANOVA*) a mis en exergue l'influence des paramètres de coupe ( $V_c$ ,  $f_z$  et  $a_e$ ) pour en déduire des modèles d'exploitation afin d'en extrapoler les conditions de coupe optimales caractérisant un bel état de surface et générant un minimum de vibrations pour un acier non traité et un acier traité.

**Mots clés :** Traitement thermique - Microstructure - Usinabilité - Fraisage d'épaulement - Rugosité de surface - Vibration - Usure - *ANOVA* - *MSR* - Optimisation.

# *Abstract*

The aim of this thesis is to investigate the influence of heat treatments on the machinability of steels during shoulder milling using modern cutting tool materials of cemented carbide grade *GC1030* coated by *PVD (Ti, ALN)*. The main interest is to meet an urgent need in companies manufacturing hardened steels such as dies, punches and molds. This need is expressed by the reduction of production costs representing up to 25% of the total manufacturing cost, by the reduction of the manufacturing time through the removal of the grinding operations.

The work was carried out on 2 types of tooling steels: *AISI D3* high-alloy and *AISI 52100* low-alloy.

The first wave of tests was oriented towards the study of tool wear, surface roughness and displacements of the machining system during contour milling of *AISI D3* steel before and after heat treatments (Quenching at  $950^{\circ}\text{C}$  and Tempering at  $200$ ,  $400$  and  $600^{\circ}\text{C}$ ). Three types of results were obtained :

- Microstructural analysis through *SEM* observations and *EDS* microanalysis, showed the influence of heat treatments (quenching and tempering) on the microstructure of tool steel. It follows that for a high temperature tempering ( $600^{\circ}\text{C}$ ) the structure becomes bainitic which is favorable for a good machinability of the steel and a good machined surface finish.

- Relatively, the hardness measurements show that the hardness value reaches its maximum of  $64\text{ HRc}$  when the steel is quenched. The tempering steps, show that the hardness is maintained at  $200^{\circ}\text{C}$ ,  $63.7\text{ HRc}$  and drops to  $49\text{ HRc}$  at  $600^{\circ}\text{C}$  which is within the range of hard machining.

- Thus, the study of the tool wear behavior, surface roughness and displacements of the machining system during contouring of *AISI D3* steel by a 2-size milling cutter revealed that the best performance is obtained under hardening conditions at  $49\text{ HRc}$ , with a cutting speed  $V_c = 59\text{ m/min}$ , a radial depth of cut  $a_e = 0.5\text{ mm}$ , an axial depth of cut  $a_p = 9\text{ mm}$  and a feed rate per tooth  $f_z = 0.02\text{ mm/tooth}$ . In addition, this study allowed the development of a rapid five-step analysis strategy based on the principle of a reduced design of experiments and the shoulder milling methodology.

The second wave of tests concerns the study of the machinability of the hardened steel. Considering the results obtained on *AISI D3* steel, it was decided to carry out the tests on a low alloy steel *AISI 52100* hardened to a hardness of  $52.8\text{ HRc}$  by quenching and tempering at  $200^{\circ}\text{C}$ . Using the Taguchi plan ( $L_{27}$ ) and the response surface methodology (*RSM*), the analysis of variance (*ANOVA*) highlighted the influence of the cutting parameters ( $V_c$ ,  $f_z$  and  $a_e$ ) in order to deduce operating models to extrapolate the optimal cutting conditions characterizing a good surface finish and generating a minimum of vibrations for untreated steel and treated steel.

**Key words:** Heat treatment - Microstructure - Machinability - Shoulder milling - Surface roughness - Vibration - Wear - *ANOVA* - *RSM* - Optimization.

## ملخص

الهدف من هذه الأطروحة هو دراسة تأثير المعالجات الحرارية على قابلية تشغيل الصلب أثناء التفرير الجانبي باستخدام مواد من أدوات القطع الحديثة من كربيد الأسمنت من الدرجة  $GCI030$  المطلية بـ  $PVD (Ti, ALN)$ . ينصب التركيز الأساسي على تلبية الحاجة الملحة بين الشركات التي تقوم بتصنيع الأدوات الفولاذية الصلبة مثل المصفوفات واللحامات والقوالب. يتم التعبير عن هذه الحاجة من خلال خفض تكاليف الإنتاج التي تمثل ما يصل إلى 25% من إجمالي تكلفة التصنيع ، من خلال تقليل وقت التصنيع عن طريق القضاء على عمليات التلميس.

تم تنفيذ العمل على نوعين من الصلب للأداة : قوي المزج  $AISI D3$  وضعيف المزج  $AISI 52100$ . تم توجيه الموجة الأولى من التجارب نحو دراسة تآكل الأداة وخشونة السطح وحالات إزاحة نظام التشغيل أثناء التفرير الجانبي لصلب  $AISI D3$  قبل وبعد المعالجات الحرارية (التقسية عند 950 درجة مئوية والمراجعة عند 200 ، 400 و 600 درجة مئوية). هناك 3 أنواع من النتائج :

- أظهر تحليل البنية المجهرية من خلال الملاحظات على التحليل الدقيق  $SEM$  و  $EDS$  تأثير المعالجات الحرارية (التقسية والمراجعة) على البنية الدقيقة للصلب للأداة. ويترتب على ذلك أنه بالنسبة لدرجات الحرارة المرتفعة (600 درجة مئوية) ، يصبح الهيكل بينتيك وهو أمر مواتٍ لقابلية التشغيل الجيد للصلب وحالة سطح مشغلة جيدة.  
- نسيباً ، تُظهر قياسات الصلابة أن قيمة الصلابة تصل إلى الحد الأقصى البالغ  $HRC 64$  عند تقسية الصلب. تظهر مستويات المراجعة أن الصلابة يتم الاحتفاظ بها عند 200 درجة مئوية ،  $HRC 63.7$  وتنخفض إلى  $HRC 49$  عند 600 درجة مئوية والتي تتناسب مع نطاق التشغيل الصعب.

- وهكذا، كشفت دراسة سلوك التآكل للأداة ، وخشونة السطح وحالات إزاحة نظام التشغيل أثناء التفرير الجانبي للصلب  $AISI D3$  بواسطة قاطع بحجم 2 أنه يتم الحصول على أفضل أداء في ظروف التصلب عند  $HRC 49$ ، مع سرعة القطع  $Vc = 59$  م/دقيقة ، العمق الشعاعي للقطع  $a_e = 0.5$  مم ، العمق المحوري للقطع  $a_p = 9$  مم والتغذية لكل سن  $fz = 0.02$  مم/سن. علاوة على ذلك ، أتاحت هذه الدراسة تطوير إستراتيجية تحليل سريعة من خمس خطوات بناءً على مبدأ التصميم المصغر للتجارب ومنهجية التفرير الجانبي.

تتعلق الموجة الثانية من التجارب بدراسة قابلية تشغيل الصلب المقوى. مع الأخذ في الاعتبار النتائج التي تم الحصول عليها على الصلب  $AISI D3$ ، فقد تقرر إجراء التجارب على صلب ضعيف المزج  $AISI 52100$  مقوى بصلابة  $HRC 52.8$  عن طريق التقسية والمراجعة عند 200 درجة مئوية. باستخدام خطة تاغوشي ( $L_{27}$ ) ومنهجية سطح الإستجابة ( $MSR$ )، أبرز تحليل التباين ( $ANOVA$ ) تأثير معلمات القطع ( $Vc$ ،  $fz$  و  $a_e$ ) لإستنتاج نماذج التشغيل من أجل إستقرار القطع الأمثل منها الظروف التي تميز حالة سطح جيدة وتولد أدنى إهتزازات للصلب غير المعالج والمعالج.

**الكلمات المفتاحية :** المعالجة الحرارية - البنية المجهرية - قابلية التشغيل - التفرير الجانبي - خشونة السطح - الإهتزاز - التآكل -  $ANOVA$  -  $MSR$  - التحسين.

# Table des Matières

<b>Introduction générale</b> .....	20
<b>Problématique</b> .....	21
<b>Chapitre I Etat de l'art sur l'usinabilité des aciers à traitement thermique</b> .....	24
I.1. Introduction .....	25
I.2. Notion de trempabilité .....	25
I.3. Domaine d'application de l'acier AISI D3.....	25
I.4. Microstructure et traitement thermique de l'acier AISI D3.....	26
I.5. L'usinabilité .....	28
I.5.1. Définition .....	28
I.5.2. Evaluation de l'usinabilité.....	29
I.5.3. Méthodes d'évaluation de l'usinabilité.....	30
I.6. Etat de l'art sur l'usinabilité des aciers durcis.....	31
I.7. Etat de l'art sur l'influence des traitements thermiques des aciers sur l'usinabilité .....	39
I.8. Domaine d'application de l'acier AISI 52100.....	50
I.9. Microstructure et traitement thermique de l'acier AISI 52100.....	50
I.10. Etat de l'art sur l'analyse statistique et optimisation des condition de coupe des aciers durcis .....	52
I.11. Conclusion du chapitre I .....	65
<b>Chapitre II Développement de la stratégie expérimentale</b> .....	66
II.1. Introduction .....	67
II.2. Stratégie d'évaluation rapide de l'usinage de l'acier AISI D3 durci .....	67
II.2.1. Etape 1 : Analyse des performances du système de coupe .....	68
II.2.2. Etape 2 : Sélection des parametres de coupe .....	69
II.2.3. Etape 3 : Processus de durcissement de la pièce à usiner.....	72
II.2.4. Etape 4 : Mesure des réponses de sortie (usure, rugosité et vibrations).....	72

II.2.4.1. Etape 4.1 : Mesure la rugosité de surface .....	73
II.2.4.2. Etape 4.2 : Mesure de l'usure d'outil .....	74
II.2.4.3. Etape 4.3 : Mesures des vibrations .....	74
II.2.5. Etape 5 : Définition d'un plan expérimental .....	74
II.3. Caractéristiques des équipements utilisés pour l'approche métallurgique.....	75
II.4. Traitements thermiques et microstructures de l'acier AISI D3 à outils .....	77
II.5. Caractéristiques des équipements utilisés pour la métallographie .....	78
II.6. Caractéristiques des équipements utilisés pour l'usinage .....	79
II.6.1. La machine-outil .....	79
II.6.2. Outil de coupe .....	79
II.6.2.1. Caractéristique du porte plaquette .....	79
II. 6.2.2. Caractéristique de la plaquette.....	81
II.6.3. Evaluation et mesure de la rugosité de la surface usinée .....	82
II.7. Procédure expérimentale pour l'optimisation des condition de coupe de l'acier AISI 52100 durci.....	82
II.7.1. Matériau et traitements thermiques .....	82
II.7.2. Equipements et matériels utilisés.....	83
II.7.3. Planification des expériences.....	84
II.7.3.1. Principe des plans d'expériences .....	84
II.7.3.2. Méthodologie des plans d'expériences.....	85
II.7.3.3. Plan d'expérience existant.....	85
II.7.3.4. Le choix d'une table de taguchi.....	86
II.7.4. Méthodologie des surfaces de réponse (RSM) .....	86
II.7.4.1. Définition .....	86
II.7.4.2. Objectif de la méthode des surfaces de réponse.....	86
II.7.5. Choix du type de plan d'expérience et des conditions de coupe.....	87
II.8. Conclusion du chapitre II.....	89
<b>Chapitre III Influence des traitements thermiques sur l'usinabilité et sur la microstructure de l'acier AISI D3 .....</b>	<b>90</b>
III.1 Introduction.....	91
III.2. Effet de la température du revenu sur la dureté du matériau .....	91

III.3. Effet de la température du revenu sur la rugosité de surface pendant le fraisage d'épaulement de l'acier durci .....	93
III.4. Effet de la température du revenu sur l'usure de l'outil pendant le fraisage d'épaulement de l'acier durci .....	95
III.5. Effet de la température du revenu sur les vibrations pendant le fraisage d'épaulement de l'acier durci.....	101
III.6. Effet de la température du revenu sur la microstructure de l'acier AISI D3 à outils .	104
III.7. Conclusion du chapitre III .....	108
<b>Chapitre IV Modélisation et optimisation des réponses de l'usinage de l'acier AISI 52100 durci.....</b>	<b>110</b>
IV.1. Introduction.....	111
IV.2. Résultats expérimentaux.....	111
IV.3. La méthode de modélisation appliquée .....	113
IV.4. Analyse statistique et modélisation des paramètres technologiques.....	114
IV.4.1. Résultats de la rugosité de surface (Ra) .....	115
IV.4.1.1. Analyse de la variance (ANOVA) pour (Ra).....	115
IV.4.1.2. Analyse de régression pour (Ra) .....	119
IV.4.1.3. Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites pour (Ra) .....	121
IV.4.2. Résultats de déplacement (Disp) .....	122
IV.4.2.1. Analyse de la variance (ANOVA) pour (Disp).....	122
IV.4.2.2. Analyse de régression pour (Disp) .....	126
IV.4.2.3. Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites pour (Disp) .....	128
IV.5. Optimisation des conditions de coupe.....	129
IV.6. Validation des résultats .....	134
IV.7. Conclusion du chapitre IV .....	136
<b>Conclusion générale et perspectives.....</b>	<b>138</b>
<b>Références Bibliographiques.....</b>	<b>144</b>

# Liste des figures

## CHAPITRE I

<b>Figure I.1:</b> Microstructures optique avant le revenu : a) Etat de livraison (recuit); b) Trempe à 940°C dans l'huile; c) Trempe à 970°C dans l'huile. ....	27
<b>Figure I.2:</b> Microstructures optique des échantillons austénitisés à Température de 940 °C avec revenu multiple (MT) : a) 350°C, 1°R; b) 350°C, 2°R; c) 350°C, 3°R; d) 550°C, 1°R ; e) 550°C, 2°R; f) 550°C, 3°R.....	27
<b>Figure I.3 :</b> Schéma structurel de l'usinabilité. ....	29
<b>Figure I.4 :</b> Schéma d'évaluation de l'usinabilité. ....	30
<b>Figure I.5 :</b> Évolution de la formation des copeaux dans l'expérience de fraisage : a) Acier H13 ; b) Acier durci SKD11. ....	31
<b>Figure I.6 :</b> L'évolution de l'usure en dépouille ( $VB_B$ ) en fonction du temps de fraisage ( $t_s$ ) pour le carbure fritté (WC).....	32
<b>Figure I.7 :</b> L'évolution de l'usure en dépouille ( $VB_B$ ) en fonction du temps de fraisage ( $t_s$ ) pour le nitrure de bore cubique (CBN). ....	33
<b>Figure I.8 :</b> Tenu de l'outil ( $T$ ) en fonction de la vitesse de coupe ( $V_c$ ) ....	33
<b>Figure I.9 :</b> Variation de l'usure du dépouille en fonction du volume d'enlèvement de matière.....	34
<b>Figure I.10 :</b> Courbe d'usure en dépouille de l'outil $V_B$ en fonction de la longueur de coupe ( $V_c = 110 \text{ m/min}, f = 0.08 \text{ mm/dent}, a_e = 0.7 \text{ mm}, a_p = 10 \text{ mm}$ ). ....	35
<b>Figure I.11 :</b> Structure de la surface usinée.....	36
<b>Figure I.12 :</b> Rugosité de surface ( $Ra$ ) moyenne, maximale et minimale dans les directions de l'avance et du sens de passage.....	36
<b>Figure I.13 :</b> Evolution de l'usure d'outil avant et après le fraisage de la zone #2 des quatre échantillons. ....	37
<b>Figure I.14 :</b> Zones divisées sur les surfaces supérieure et inférieure de la pièce.....	37
<b>Figure I.15 :</b> Influence de la contre-dépouille sur la durée de vie de l'outil ; (b) Images MEB à la fin de la durée de vie de l'outil (outil 4). ....	38
<b>Figure I.16 :</b> Différentes approches pour les géométries de contre-dépouille. ....	38
<b>Figure I.17 :</b> Présentation graphique de la dépendance de l'usure de l'outil lors de l'usinage d'ébauche dure de l'acier Armox 500 pour identifier la dépendance $T = f(V_c)$ .....	39

<b>Figure I.18</b> : Evolution des efforts de coupe en fonction de la variation de la vitesse de coupe pour le tournage des éprouvette en acier à outils <i>AISI H13</i> à différents traitements thermiques. ....	40
<b>Figure I.19</b> : Evolution de la rugosité de surface en fonction de la variation de la vitesse de coupe pour le tournage des éprouvette en acier à outils <i>AISI H13</i> à différents traitements thermiques. ....	41
<b>Figure I.20</b> : (a) Le temps de fraisage jusqu'à l'usure maximale du flanc ( <i>VB max</i> ) de <i>0.2 mm</i> pour les pièces traitées thermiquement à différentes vitesses de coupe. (b) <i>170 m/min</i> ; (c) <i>200 m/min</i> ; et (d) <i>230 m/min</i> . ....	42
<b>Figure I.21</b> : Variation de l'effort de coupe primaire ( <i>Fc</i> ) en fonction de la température et le nombre de revenus répétées. ....	43
<b>Figure I.22</b> : Variation de la rugosité de surface ( <i>Ra</i> ) en fonction de la température et le nombre de revenus répétées. ....	43
<b>Figure I.24</b> : Efforts de coupe à une vitesse de coupe de <i>125 m/min</i> pour (a) aciers ferritiques-perlitiques, (b) aciers trempés-revenus et (c) aciers bainitiques. ....	45
<b>Figure I.25</b> : Température à une vitesse de coupe de <i>125 m/min</i> sur l'interface pièce-outil pour (a) aciers perlitiques ferritiques, (b) aciers trempés et revenus, (c) aciers bainitiques. ....	45
<b>Figure I.26</b> : Longueur d'usure en dépouille par abrasion à une vitesse de coupe de <i>125 m/min</i> pour (a) aciers perlitiques ferritiques, (b) aciers trempés et revenus, (c) aciers bainitiques. ....	45
<b>Figure I.27</b> : Traces de fusion triaxiale et microstructure de l'acier maraging <i>SLMed</i> lors du fraisage : (a) échantillon <i>ABT</i> , (b) échantillon <i>ABS</i> , (c) relation entre la direction de la force d'avance et les traces de fusion pour <i>ABT</i> , (d) relation entre la direction de la force transversale et les traces de fusion pour <i>ABT</i> , (e) relation entre la direction de la force d'avance et les traces de fusion pour <i>ABS</i> , et (f) relation entre la direction de la force transversale et les traces de fusion pour <i>ABS</i> . ....	47
<b>Figure I.28</b> : Évolution de la microdureté de surface de l'acier maraging <i>SLM</i> avant et après l'usinage. ....	48
<b>Figure I.29</b> : L'usure de l'outil sous différentes combinaisons de processus. ....	48
<b>Figure I.30</b> : Morphologies d'usure d'outil de différentes combinaisons de processus. (a) <i>ABT</i> , (b) <i>ABS</i> , (c) <i>HT1</i> , (d) <i>HT2</i> , (e) <i>HT3</i> , (f) <i>HT4</i> , (g) <i>HT5</i> , (h) <i>HT6</i> . ....	49
<b>Figure I.31</b> : Les efforts de coupe maximaux moyens du fraisage de l'acier maraging <i>SLMed</i> pendant l'usinage après <i>5 passes</i> : (a) Force d'avance ( <i>FX</i> ); (b) Force transversale ( <i>FY</i> ); (c) Force axiale ( <i>FZ</i> ). ....	49
<b>Figure I.32</b> : Rugosité de surface après fraisage sur l'acier maraging <i>SLMed</i> . ....	50

<b>Figure I.33</b> : Micrographie optique de la microstructure de l'acier <i>AISI 52100</i> austénitisé à une température de (a) 860°C, (b) 900°C et (c) 950°C. ....	51
<b>Figure I.34</b> : Micrographie optique d'un acier <i>AISI 52100</i> ayant subi une austénitisation à 850°C suivie d'une trempe. ....	52
<b>Figure I.34</b> : Graphiques de rugosité $Ra$ ( $ap \times fz$ ) avec $Vc = 225 \text{ m/min}$ et ( $fz \times Vc$ ) avec $ap = 0.15 \text{ mm}$ . ....	52
<b>Figure I.34</b> : Effet de la dureté de la pièce et de la profondeur de coupe sur la rugosité de surface $Ra$ ( $Vc = 180 \text{ m/min}$ , $f = 0.12 \text{ mm/tr}$ ). ....	54
<b>Figure I.35</b> : Effet de la dureté de la pièce et de la profondeur de coupe sur la force axiale $Fa$ ( $Vc = 180 \text{ m/min}$ , $f = 0.12 \text{ mm/tr}$ ). ....	54
<b>Figure I.36</b> : Contours de la rugosité de surface $Ra$ dans le plan de l'avance $fz$ et de la profondeur de coupe $ap$ à une vitesse de coupe $Vc = 150 \text{ m/min}$ pour les nanocouches <i>AlTiN/TiN</i> (a), <i>TiN/TiAlN</i> (b), et un outil multicouche nanocomposite revêtu de <i>TiAlSiN/TiSiN/TiAlN</i> (c). ....	56
<b>Figure I.37</b> : Effet de la profondeur de coupe et de la vitesse de coupe sur la force d'avance $Fx$ . ....	57
<b>Figure I.38</b> : Effet du rayon du bec de l'outil et de l'avance par tour sur la rugosité de surface $Ra$ . ....	57
<b>Figure I.39</b> : Graphiques des effets principaux et des effets d'interaction pour les paramètres de rugosité de surface $Ra$ . ....	58
<b>Figure I.40</b> : Micrographies <i>SEM</i> de la surface fraisée en bout de l'acier inoxydable <i>AISI 316L</i> a) $Vc = 100 \text{ m/min}$ , $f = 0.12 \text{ mm/dents}$ et b) $Vc = 100 \text{ m/min}$ , $f = 0.14 \text{ mm/dents}$ . ....	58
<b>Figure I.41</b> : Effet des paramètres du processus sur le rapport $S/N$ moyen pour $Ra$ . ....	59
<b>Figure I.42</b> : Effet des paramètres du processus sur le rapport $S/N$ moyen pour $Vb$ . ....	59
<b>Figure I.43</b> : Effet des paramètres de coupe sur la rugosité de surface $Ra$ . ....	60
<b>Figure I.44</b> : Effet des paramètres de coupe sur l'usure en dépouille $Vb$ . ....	60
<b>Figure I.45</b> : Graphique de la solution la plus désirable pour la rugosité de surface. ....	61
<b>Figure I.46</b> : a) Effet de la vitesse de coupe ( $A$ ) et de la dureté du matériau ( $D$ ) sur la rugosité de surface ( $Ra$ ); b) Effet de l'avance par tour ( $B$ ) et de la dureté du matériau ( $D$ ) sur la rugosité de surface ( $Ra$ ); c) Effets du profondeur de coupe ( $C$ ) et de la vitesse de coupe ( $A$ ) sur la rugosité de surface ( $Ra$ ). ....	62
<b>Figure I.47</b> : a) Effet de la dureté de la pièce ( $D$ ) et la profondeur de coupe ( $C$ ) sur l'effort tangentiel de coupe ( $Fc$ ). b) Effet de la dureté de la pièce ( $D$ ) et de l'avance par tour ( $B$ ) sur l'effort tangentiel de coupe ( $Fc$ ). c) Effet de la vitesse de coupe ( $A$ ) et de l'avance par tour ( $B$ )	

sur l'effort tangentiel de coupe ( $F_c$ ).....	63
<b>Figure I.48</b> : a) Effet de la dureté du matériau ( $D$ ) et de profondeur de coupe ( $C$ ) sur l'effort tangentiel d'avancement ( $F_t$ ). b) Effet de la dureté du matériau ( $D$ ) et de la vitesse de coupe ( $A$ ) sur l'effort tangentiel d'avancement ( $F_t$ ). c) Effets de profondeur de coupe ( $C$ ) et de l'avance par tour ( $B$ ) sur l'effort tangentiel d'avancement ( $F_t$ ).....	64
<b>Figure I.49</b> : Graphique de la fonction de rampe de la solution la plus désirable.....	65

## CHAPITRE II

<b>Figure II.1</b> : Disposition schématique du système d'usinage de l'épaulement ; a) Vue de face (profondeur axiale $a_p$ ); b) Vue de profil (profondeur radiale incrémentielle $a_e$ ) ; c) Vue de dessus (parcours de la fraise en zigzag); d) Photo du système de coupe.....	69
<b>Figure II.2</b> : a) Illustration schématique de la zone de coupe; b) Profil engagé de l'arête tranchant; c) Longueur d'évaluation de la rugosité sur la surface usinée. ....	73
<b>Figure II.3</b> : Vue de la disposition de l'outil pour la mesure de l'usure d'outil : a) Mesure de l'usure en dépouille à l'aide d'un microscope optique d'atelier modèle <i>MMN-2</i> ; b) Capture des photos d'usure à l'aide d'un microscope optique <i>Motic 2000</i> Modèle <i>BA210</i> .....	74
<b>Figure II.4</b> : Four marque Nabertherm type <i>LH60/12</i> pour les traitements thermiques.....	75
<b>Figure II.5</b> : Duromètre indentec (Modèle <i>8187.5LKV</i> ).....	76
<b>Figure II.6</b> : Polisseuse modèle metkon type <i>FORCIPOL 2V</i> . ....	77
<b>Figure II.7</b> : Traitement thermique schématique de l'acier <i>AISI D3</i> (a: échantillons métallurgiques polis; b: pièce à usiner). ....	77
<b>Figure II.8</b> : Vue de l'arrangement <i>MEB</i> avec <i>EDS</i> modèle <i>Quanta 250</i> . ....	78
<b>Figure II.9</b> : Illustration des éléments du système <i>MODOP</i> sur lequel ont été réalisés les expériences de l'acier <i>AISI D3</i> . ....	79
<b>Figure II.10</b> : Géométrie du porte plaquette ( <i>R390-020A20-11M</i> ). ....	80
<b>Figure II.11</b> : Géométrie de la plaquette employée lors des essais d'usinage.....	81
<b>Figure II.12</b> : Appareil de mesure de la rugosité modèle Mitutoyo SurfTest <i>SJ-201M</i> . ....	82
<b>Figure II.13</b> : Traitements thermiques de l'acier <i>AISI 52100</i> .....	83
<b>Figure II.14</b> : Schéma de principe du montage expérimental de l'usinage de l'acier <i>AISI 52100</i> . ....	84

## CHAPITRE III

<b>Figure III.1</b> : Effet de la température du revenu sur la dureté de l'acier à outils <i>AISI D3</i> .....	92
<b>Figure III.2</b> : Effet de durcissement de l'acier <i>AISI D3</i> sur la rugosité de surface :	

a) Fraisage en opposition d'épaulement; b) Fraisage en avalant d'épaulement; ( <i>SIUO</i> : Stade initial d'usure de l'outil; <i>SFUO</i> : Stade final d'usure de l'outil).....	94
<b>Figure III.3</b> : Observation oculaire de l'état de surface usinée après le fraisage de l'épaulement d'un acier <i>AISI D3</i> durci. a) Adhésion de copeaux sur la surface usinée; b) Adhésion de copeaux sur la surface usinée et sur la fraise; c) Adhésion de copeaux et brûlure; d) Surface lisse et propre. ....	95
<b>Figure III.4</b> : Effet de la dureté sur l'usure en dépouille de la plaquette <i>GC1030</i> lors du fraisage d'épaulement de l'acier <i>AISI D3</i> : a) $V_c = 59 \text{ m/min}$ ; b) $V_c = 113 \text{ m/min}$ . ....	96
<b>Figure III.5</b> : La tenue de l'outil jusqu'à l'usure en dépouille admissible ( $V_B \text{ max}$ ) de $0.2 \text{ mm}$ à différentes vitesses de coupe. ....	97
<b>Figure III.6</b> : Morphologie de l'usure en dépouille de la plaquette <i>GC1030</i> à la vitesse de coupe $V_c = 59 \text{ m/min}$ , a) Etat de livraison; b) Trempe et revenu à $200^\circ\text{C}$ ; c) Trempe et revenu à $400^\circ\text{C}$ ; d) Trempe et revenu à $600^\circ\text{C}$ .....	98
<b>Figure III.7</b> : Morphologie de l'usure en dépouille de la plaquette <i>GC1030</i> à la vitesse de coupe $V_c = 113 \text{ m/min}$ , a) Etat de livraison ; b) Trempe et revenu à $200^\circ\text{C}$ ; c) Trempe et revenu à $400^\circ\text{C}$ ; d) Trempe et revenu à $600^\circ\text{C}$ . ....	100
<b>Figure III.8</b> : Effet de la température du revenu de l'acier <i>AISI D3</i> sur les déplacements vibratoires pendant le fraisage de l'épaulement : a) $V_c = 59 \text{ m/min}$ ; b) $V_c = 113 \text{ m/min}$ .. ....	101
<b>Figure III.9</b> : Résultats des observations métallographiques des échantillons de l'acier <i>AISI D3</i> à l'aide d'une microscopie électronique à balayage ( <i>MEB</i> ): (a)-Etat de livraison; Trempés et revenus à : (b)- $200^\circ\text{C}$ ; (c)- $400^\circ\text{C}$ et (d)- $600^\circ\text{C}$ .....	104
<b>Figure III.10</b> : Spectres <i>EDS</i> réalisés en différents points de la structure des échantillons à l'état de livraison et traités.....	106
<b>Figure III.11</b> : Effet de la température du revenu dans l'intervalle [ $520^\circ\text{C}$ - $620^\circ\text{C}$ ] sur la dureté de l'acier <i>AISI D3</i> .....	108

## CHAPITRE IV

<b>Figure IV.1</b> : Probabilités normales des résidus pour la rugosité de surface ( <i>Ra</i> ): a) l'état de livraison; b) l'état traité. ....	114
<b>Figure IV.2</b> : Probabilités normales des résidus pour les déplacements ( <i>Disp</i> ) : a) l'état de livraison; b) l'état traité. ....	115
<b>Figure IV.3</b> : Contribution des termes significatifs et insignifiants du modèle pour la rugosité de surface ( <i>Ra</i> ) à l'état de livraison.....	117

<b>Figure IV.4</b> : Contribution des termes significatifs et insignifiants du modèle pour la rugosité de surface ( $Ra$ ) à l'état traité.....	118_Toc81586953
<b>Figure IV.5</b> : Graphique des effets principaux de ( $Vc, fz$ et $a_e$ ) sur la rugosité de surface ( $Ra$ ) : a) à l'état de livraison; b) à l'état traité. ....	119
<b>Figure IV.6</b> : Effet des paramètres de coupe sur la rugosité de surface ( $Ra$ ) obtenus à l'état de livraison et à l'état traité. ....	121
<b>Figure IV.7</b> : Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites de la rugosité de surface ( $Ra$ ) obtenus à l'état de livraison et à l'état traité. ....	122
<b>Figure IV.8</b> : Contribution des termes significatifs et insignifiants du modèle pour les déplacements ( $Disp$ ) à l'état de livraison. ....	124
<b>Figure IV.9</b> : Contribution des termes significatifs et insignifiants du modèle pour les déplacements ( $Disp$ ) à l'état traité. ....	125
<b>Figure IV.10</b> : Graphique des effets principaux de ( $Vc, fz$ et $a_e$ ) sur les déplacements ( $Disp$ ) : a) à l'état de livraison; b) à l'état traité. ....	126
<b>Figure IV.11</b> : Effet des paramètres de coupe sur les déplacements ( $Disp$ ) obtenus à l'état de livraison et à l'état traité. ....	128
<b>Figure IV.12</b> : Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites des déplacements ( $Disp$ ) obtenus à l'état de livraison et à l'état traité.....	129
<b>Figure IV.13</b> : Graphiques de désirabilité (diagrammes de surface $3D$ et graphiques de contour $2D$ ) pour la rugosité de surface et les déplacements.....	132
<b>Figure IV.14</b> : Diagramme d'optimisation combinée de la rugosité de surface ( $Ra$ ) et les déplacements ( $Disp$ ). ....	133
<b>Figure IV.15</b> : Barres analogiques des désirabilités : les conditions de coupe, les réponses ( $Ra, Disp, Ra t, Disp t$ ) et combinée. ....	134

# Liste des Tableaux

## CHAPITRE II

<b>Tableau II.1</b> : Sélection des paramètres de coupe pour le fraisage d'épaulement de l'acier <i>AISI D3</i> durci. ....	71
<b>Tableau II.2</b> : Composition chimique de l'acier <i>AISI D3</i> . ....	72
<b>Tableau II.3</b> : Plan expérimental pour l'évaluation de l'usinabilité du fraisage d'épaulement de l'acier <i>AISI D3</i> durci.....	75
<b>Tableau II.4</b> : Les valeurs de dureté des échantillons d'acier <i>AISI D3</i> traités thermiquement dans différentes conditions.....	78
<b>Tableau II.5</b> : Paramètres du porte plaquette ( <i>R390-020A20-11M</i> ).....	80
<b>Tableau II.6</b> : Paramètres de la plaquette ( <i>R390-11T308M-PL1030</i> ).....	81
<b>Tableau II.7</b> : Composition chimique de l'acier <i>AISI 52100</i> . ....	82
<b>Tableau II.8</b> : Traitements thermiques et dureté obtenue pour l'acier <i>AISI 52100</i> . ....	83
<b>Tableau II.9</b> : Facteurs d'entrée et niveaux utilisés dans le plan expérimental $L_{27}$ de Taguchi. ....	87
<b>Tableau II.10</b> : Planification des paramètre d'usinage pour un plan de Taguchi 27 essais.....	88

## CHAPITRE III

<b>Tableau III.1</b> : Effet de la préparation de la surface fini sur les valeurs de la dureté .....	92
<b>Tableau III.2</b> : Effet de durcissement de l'acier <i>AISI D3</i> sur la tenue de l'outil et la rugosité de surface.....	102
<b>Tableau III.3</b> : Évolution des déplacements ( <i>Disp</i> ) avec l'usure en dépouille ( $V_B$ ) lors du fraisage d'épaulement de l'acier <i>AISI D3</i> de différentes duretés à vitesse de coupe ( $V_c = 59 \text{ m/min}$ ).....	103

## CHAPITRE IV

<b>Tableau IV.1</b> : Essais expérimentaux et résultats pour les réponses de l'usinage <i>AISI 52100</i> .....	112
<b>Tableau IV.2</b> : Analyse de la variance ( <i>ANOVA</i> ) pour la rugosité de surface ( $R_a$ ) à l'état de livraison.....	116

<b>Tableau IV.3</b> : Analyse de la variance ( <i>ANOVA</i> ) pour la rugosité de surface ( <i>Ra</i> ) à l'état traité. ....	118
<b>Tableau IV.4</b> : Analyse de la variance ( <i>ANOVA</i> ) pour les déplacements ( <i>Disp</i> ) à l'état de livraison.....	123
<b>Tableau IV.5</b> : Analyse de la variance ( <i>ANOVA</i> ) pour les déplacements ( <i>Disp</i> ) à l'état traité. ....	125
<b>Tableau IV.6</b> : Contraintes d'optimisation des paramètres d'usinage. ....	130
<b>Tableau IV.7</b> : Solutions optimales obtenues pour la rugosité de surface et les déplacements.....	131
<b>Tableau IV.8</b> : Validation expérimentale pour la rugosité de surface ( <i>Ra</i> ) à l'état de livraison (recuit) et à l'état traité. ....	135
<b>Tableau IV.9</b> : Validation expérimentale pour les déplacements ( <i>Disp</i> ) à l'état de livraison (recuit) et à l'état traité. ....	135

## Liste des symboles et abréviations

$V_c$	Vitesse de coupe (m/min)
$f_z$	L'avance par dent (mm/dent)
$a_p$	Profondeur de coupe axiale (mm)
$a_e$	Profondeur de coupe radiale (mm)
$n$	Fréquence de la broche (tr/min)
$Z$	Nombre efficace des dents
$D_T$	Diamètre de l'outil (mm)
$V_f$	Vitesse d'avance (mm/min)
$Q$	Taux d'enlèvement de matière (cm <sup>3</sup> /min)
$HRc$	Valeur de dureté par Rockwell
$AISI$	American Iron and Steel Institute
$PVD$	Physical Vapor Deposition
$TT$	Température du trempé (°C)
$TR$	Température du revenu (°C)
$MEB$	La microscopie électronique à balayage
$EDS$	Energy-dispersive spectroscopy
$CDV_{Pu}$	Coefficient de variation (Pièce usinée)
$CDV_{Eu}$	Coefficient de variation (Echantillon usinée)
$CDV_{Ep}$	Coefficient de variation (Echantillon poli)
$SIUO$	Stade initial d'usure de l'outil
$SFUO$	Stade final d'usure de l'outil
$V_B$	L'usure en dépouille (mm)
$t$	Temps du fraisage (min)
$T$	Tenue de l'outil (min)
$Ra$	La Rugosité moyenne arithmétique à l'état de livraison (µm).
$Ra_t$	La Rugosité moyenne arithmétique à l'état traité (µm).
$Disp$	Les déplacements à l'état de livraison (mm)
$Disp_t$	Les déplacements à l'état traité (mm)
$MSR$	La méthodologie de surface de réponse
$ANOVA$	Analyse de la variance
$DL$	Degrés de liberté
$SCE$	La somme des carrés des écarts
$CM$	Les carrés moyens
$PS$	La propriété statistique
$P$	La probabilité
$Cont. \%$	La contribution en pourcentage (%)
$R^2$	Le coefficient de corrélation (%)

**Introduction générale  
et  
problématique**

## ***Introduction générale***

Les aciers à outils durcis utilisés pour les matrices, les poinçons et les moules représentent 20 à 25% du coût de production dans l'industrie du formage. Leur performance est généralement exprimée par le nombre de pièces produites avant défaillance due à l'endommagement comme l'usure, l'abrasion ou la fatigue. Par conséquent, la rénovation et la fabrication de ces pièces impliquent souvent l'enlèvement de matière pour obtenir des géométries finies, ce qui est traditionnellement effectué par des processus d'usinage longs, coûteux et polluants, notamment le traitement thermique, la rectification et l'usinage par électroérosion. Cependant, avec le développement de l'usinage à grande vitesse et des matériaux d'outils de coupe à haute performance, l'usinage dur attire beaucoup d'attention dans les ateliers d'usinage en raison de plusieurs avantages techniques et économiques et aussi écologique. La difficulté dans l'usinage dur réside dans le choix des paramètres de coupe pour garantir l'intégrité de la surface usinée et la performance de l'outil de coupe.

Au cours de la dernière décennie, plusieurs travaux de recherche sur l'usinage dur ont été publiés. Cependant le choix de l'outil de coupe offrant une meilleure durée de vie et une meilleure rugosité de surface usinée en raison principalement des propriétés mécaniques et la dureté des matériaux usinés pouvant atteindre 45 à 65 *HRC*, reste un défi majeur à relever pour plusieurs industries de fabrication mécanique.

Les forges de l'est de l'entreprise publique et économique *E.P.E* ferroviaire sise à Annaba et de la *SPA* entreprise des tracteurs agricoles *ETRAG* sise à Oued Hamimine Constantine, sont un exemple d'entreprises qui ont exprimé leur besoin d'optimiser les conditions d'usinage des matrices de forge et d'emboutissage. La présente thèse de doctorat s'inscrit dans ce contexte pour répondre au besoin industriel.

L'étude réalisée dans le cadre de cette thèse permet d'atteindre les objectifs suivants :

- Contribution au développement d'une stratégie d'analyse rapide du comportement de la rugosité de surface, des mesures vibratoires et de l'usure des outils lors de l'usinage des aciers à différentes duretés.
- L'étude de l'influence des traitements thermiques sur la microstructure des aciers et leurs impacts sur les caractéristiques mécaniques qui sont étroitement liés à l'usinabilité des matériaux.
- Proposer des modèles mathématiques définissant les critères d'évaluation de l'usinabilité des aciers traités et de les comparer avec les aciers non traités. Cette

modélisation pour l'optimisation des indicateurs de performance d'usinage (la rugosité de surface et les vibrations) en fonction des paramètres de coupe.

## ***Problématique***

Dans l'industrie de fabrication de pièces brutes comme les leviers, les roues dentées, les arbres de transmission, les carters et autres. Traditionnellement, le processus de cette fabrication, dépend des techniques de façonnage allant de simples opérations de tournage et de fraisage jusqu'aux opérations de rectification dont l'objectif est d'obtenir les cotes finales des exigences techniques et de l'intégrité des surface à obtenir. Cependant, ce processus est onéreux, long et présente des contraintes environnementales.

De nos jours, le développement de l'usinage dur représente une alternative pour réduire les coûts de production, diminuer le temps de fabrication et surtout résoudre les problèmes des contraintes environnementales. Généralement, les opérations de rectification sont évitées quand le choix d'un usinage dur répond aux exigences techniques imposées à la pièce à usiner.

La question posée est : Comment adapter cet usinage dur au niveau des entreprises Algériennes ?

La solution sera donnée à travers l'étude de l'usinabilité des aciers durcis particulièrement les matériaux utilisés chez *Ferrovial* et *ETRAG*.

L'axe de cette étude a été orienté vers 8 points à résoudre :

- i) La caractérisation de 2 aciers couramment utilisés par *Ferrovial* et *ETRAG*.
- ii) Le choix des outils de coupe (nuances et géométrie).
- iii) Les conditions de dureté (obtenues par traitements thermiques).
- iv) Le choix des paramètres de coupe.
- v) L'adaptation d'un plan d'expériences.
- vi) L'analyse des réponses de sortie (état de surface, vibrations, tenue de l'outil).
- vii) La proposition:
  - d'un outil d'aide à la décision pour appliquer l'usinage dur.
  - d'une stratégie d'usinage dur à adopter par les entreprises.
  - d'une opportunité de réduction des coûts de production par l'élimination des opérations de rectification.
- viii) La modélisation et l'optimisation des réponses (la rugosité de surface et les vibrations).

Cette thèse s'articule autour de quatre grands chapitres :

**Le premier chapitre** de la thèse est consacré à l'étude bibliographique sur l'usinabilité des aciers durcis et les critères d'évaluation de leurs usinabilité avec des différents traitements thermiques utilisés. Avant cela, nous avons fait d'identifier le domaine d'application des aciers choisis dans cette étude avec une présentation de microstructures et leurs traitements thermiques nécessaires. Dans ce chapitre il y'a trois parties importantes qui sont l'état de l'art, ayant pour but de présenter une synthèse sur les travaux de recherche : l'usinabilité des aciers durcis, nous avons examiné les différents phénomènes régissant le processus de coupe sur l'usure des outils, les efforts de coupe, la formation de copeaux et la rugosité des surfaces usinées. Ensuite l'influence des traitements thermiques des aciers sur l'usinabilité. Ainsi que l'analyse statistique et l'optimisation des conditions de coupe des aciers durcis en fraisage et en tournage ont été définis.

**Dans le deuxième chapitre**, nous présentons les équipements nécessaires à la réalisation des essais et la stratégie d'évaluation rapide de l'usinage de l'acier utilisé pour cette l'étude. La stratégie est composée de cinq étapes essentielles, allant de l'analyse des performances du système de coupe jusqu'a la définition d'un plan expérimental. Après avoir caractérisé les équipements utilisés pour l'approche métallurgique et identification les procédures expérimentales des traitements thermiques adoptés pour les aciers choisis. Enfin la planification des expériences et la méthode de modélisation utilisée pour l'optimisation ont été désigné, ainsi que les conditions de coupe et les traitements thermiques nécessaires pour atteindre les objectifs de notre étude.

**Le troisième chapitre** est réservé à l'exposition des résultats de l'effet des traitements thermiques sur l'usinabilité et sur la microstructure de l'acier *AISI D3*. Les résultats obtenus permettant de définir l'effet de la température et du revenu sur la dureté du matériau et sont l'usinabilité. Cette performance a été étudiée suivant les paramètres technologiques (La rugosité de surface usinée, l'usure de l'outil et les vibrations) en fonction des conditions de coupe telle que la vitesse de coupe ( $V_c$ ), l'avance par dent ( $f_z$ ), la profondeur de coupe axiale ( $a_p$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ). Ainsi que l'effet de la température du revenu sur la microstructure et microanalyse *EDS* de cet acier.

**Le quatrième chapitre** est consacré à l'étude et l'analyse statistique de la variance (*ANOVA*) afin de développer les modèles mathématiques prédictifs des facteurs de réponse (la rugosité de surface et les vibrations) à l'état de livraison et à l'état traité de l'acier *AISI 52100*. Les résultats expérimentaux des essais réalisés pour un plan de Taguchi ( $L_{27}$ ) de trois niveaux à trois facteurs tels que la vitesse de coupe ( $V_c$ ), l'avance par dent ( $f_z$ ), la profondeur de coupe

radiale ( $a_e$ ), ainsi que le paramètre fixe de la profondeur de coupe axiale ( $a_p$ ) en utilisant la méthodologie de surface de réponse (*MSR*) et à l'aide des logiciels de statistiques (*Design-Expert 10* et *Minitab 18*). L'objectif de cette analyse est de déterminer les facteurs et les interactions qui ont un effet statistiquement significatif sur les paramètres technologiques d'usinage étudiés, proposer des modèles mathématiques développés et l'optimisation des conditions de coupe pour chaque phénomène étudié avant et après traitement thermique. A la fin du chapitre, une validation de ces modèles mathématiques par les calculs des erreurs sur les valeurs expérimentales et prédites.

En dernier lieu, nous avons terminé notre thèse par une conclusion générale et les perspectives ouvertes par cette étude suivie d'une liste de références bibliographiques.

# **CHAPITRE I**

## **Etat de l'art sur l'usinabilité des aciers à traitements thermiques**

### **I.1. Introduction**

La qualité des aciers est particulièrement développée dans le cas des aciers à traitements thermiques. La gamme de possibilités est très vaste, car de faibles modifications de composition peuvent changer de façon significative la réponse du matériau aux traitements thermiques. L'usinabilité des aciers à traitements thermique nécessite des machines-outils de grande rigidité avec des outils de coupe moderne. Pour déterminer l'usinabilité d'une matière, il faut généralement identifier trois paramètres principaux :

- ✓ Classe de la matière du point de vue métallurgique et mécanique.
- ✓ Géométrie de l'arête de coupe à utiliser, niveau micro et macro.
- ✓ Matériau de coupe (nuance) et ses composants, par ex. carbure cémenté revêtu, céramique, *CBN*, *PCD*, etc.

Les autres facteurs importants sont : les conditions de coupe, les efforts de coupe, les traitements thermiques que la matière va subir, la présence d'une croûte superficielle, la présence d'inclusions métalliques, etc.

### **I.2. Notion de trempabilité**

Les aciers dits à traitements thermiques doivent leurs propriétés au choix et au contrôle rigoureux des traitements thermiques, thermomécaniques ou thermochimiques susceptibles d'orienter la formation de différents constituants : perlite, bainite ou martensite. Ces aciers servent à fabriquer une grande variété de produits moulés, usinés ou forgés susceptibles d'être durcis après leur mise en forme. L'optimisation de l'acier tient au couplage entre les traitements thermiques et la composition. Il a été précédemment montré que l'addition de certains éléments joue un rôle important en différant et inhibant les transformations perlitique et bainitique [1].

### **I.3. Domaine d'application de l'acier AISI D3**

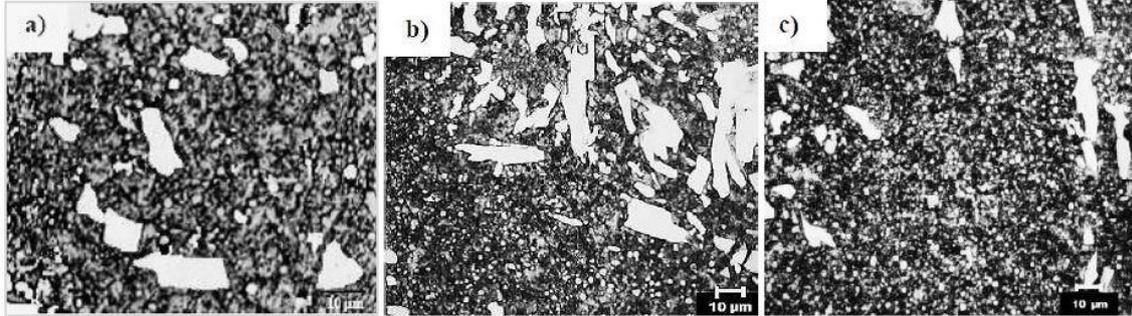
L'application de l'acier à outils pour travail à froid à haute teneur en carbone et en chrome (série *AISI D*) a été limitée aux températures inférieures à 260°C. Dans cette catégorie, il y a l'acier *D3* avec un pourcentage de carbone de 2 % - 2.35 % et de 11 % - 13 % de chrome, largement utilisé pour la fabrication d'outils de coupe et d'emboutissage du métal [2]. Les quelques carbures toujours présents dans l'acier *D3*, même aux températures proches du point

de fusion, augmentent la résistance à l'usure [3]. Les caractéristiques de cette nuance une remarquable capacité de coupe (pour les feuilles de tôle jusqu'à 4 mm d'épaisseur). Haute acceptation de trempe, faible variation dimensionnelle des pièces, ténacité moyenne. Les autres applications possible de l'acier à outil *AISI D3* comme des outils de poinçonnage, outils de frappe, outils de curetage, outils de reprise, outils d'ébarbage, outils d'usinage du bois, outils de presse, moules de presse pour briques, outils de frittage, lames de machine, mandrins pour lames, laminoirs circulaires, molettes de filetage, moules pour matières plastiques [4]. Les progrès des matériaux d'outils et le développement de machines-outils de grande rigidité peuvent maintenant être utilisés pour le fraisage dur de l'acier à outils utilisé dans la fabrication des matrices et des moules, c'est-à-dire le fraisage des aciers à l'état de durcissement complet à 60 HRC [5, 6].

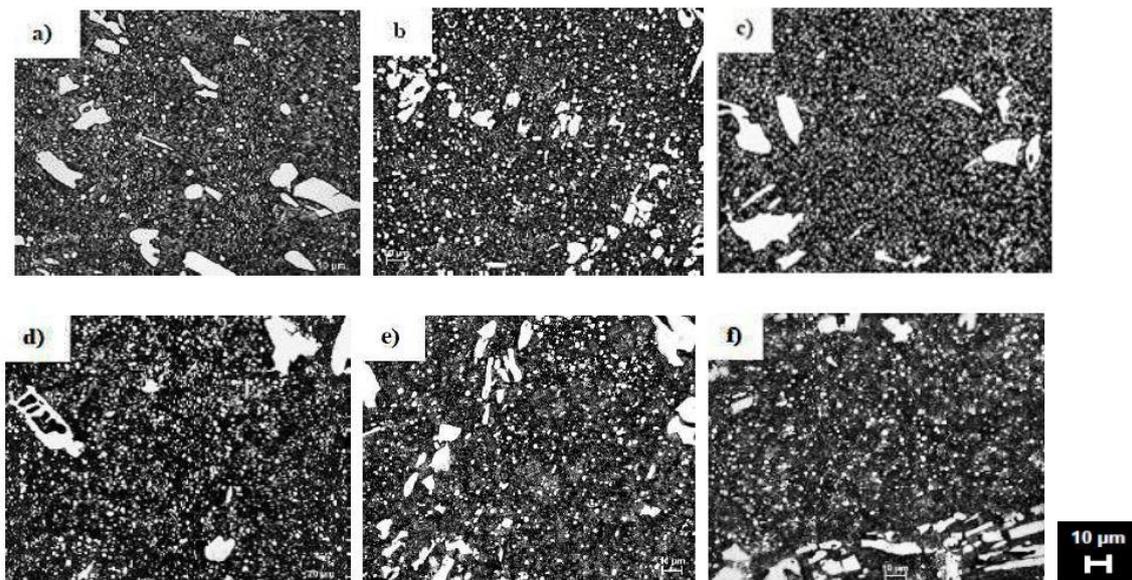
#### **I.4. Microstructure et traitement thermique de l'acier AISI D3**

Les aciers du groupe *D* sont généralement utilisés à l'état trempé et revenu, où la précipitation des carbures et l'évolution de la matrice pendant le revenu déterminent leurs propriétés mécaniques [7]. La trempe se fait couramment à l'air dans toute la série *D* qui contient du molybdène, à l'exception de l'*AISI D3*, pour lequel il est recommandé de la faire à l'huile ; en effet, en l'absence de molybdène, la transformation de l'austénite en perlite est accélérée, et des microstructures martensitiques se forment sans constituants perlitiques ou bainitiques mous [8]. Une autre caractéristique de ces aciers est la présence de grandes quantités de carbures non dissous pendant l'austénisation; bien qu'ils fournissent une dureté et une résistance à l'usure élevées, ils réduisent en même temps leur ténacité pour supporter le mécanisme de fissuration dans la fracture de l'outil. La figure I.1 a) montre les microstructures du matériau dans un état de livraison (recuit). Une matrice de perlite entourée de carbures primaires massifs et fins est observée. Les Fig. I.1 b) et Fig. I.1 c), montrent les microstructures après trempe sans revenu. Celles-ci ont une matrice de martensite de l'austénite résiduelle blanche, ainsi que des carbures massifs et fins qui ne se sont pas dissous lors de l'austénitisation. La figure I.2 montre l'évolution microstructurale des spécimens austénitisés à  $T_A = 940\text{ }^\circ\text{C}$  et revenus à  $T_t = 350\text{ }^\circ\text{C}$  et  $550\text{ }^\circ\text{C}$ . Dans tous ces échantillons, on observe une matrice trempée, entourée de carbures primaires massifs et fins du type  $M_7C_3$  et  $Cr_7C_3$  non dissous pendant l'austénitisation, ainsi que de carbures secondaires précipités au cours du revenu. Pour  $T_A = 940\text{ }^\circ\text{C}$  et la température du revenu  $T_t = 350\text{ }^\circ\text{C}$  (Figures I.2a ; 2b et 2c), on observe que les carbures évoluent entre des carbures grossiers et des carbures fins à

chaque étape du revenu, Pour  $TA = 940\text{ °C}$  et  $Tt = 550\text{ °C}$  (Figures I.2 d ; 2e et 2f), les mêmes phases sont observées avec de légers changements de taille et de la dispersion des carbures. Il est à noter que dans ce cas, les microstructures obtenues pour le  $2^{\circ}R$  et le  $3^{\circ}R$  sont quasiment identiques [9].



**Figure I.1:** Microstructures optique avant le revenu : a) Etat de livraison (recuit);  
b) Trempe à  $940\text{ °C}$  dans l'huile; c) Trempe à  $970\text{ °C}$  dans l'huile [9].



**Figure I.2:** Microstructures optique des échantillons austénitisés à Température de  $940\text{ °C}$  avec revenu multiple (MT) : a)  $350\text{ °C}$ ,  $1^{\circ}R$ ; b)  $350\text{ °C}$ ,  $2^{\circ}R$ ; c)  $350\text{ °C}$ ,  $3^{\circ}R$ ;  
d)  $550\text{ °C}$ ,  $1^{\circ}R$  ; e)  $550\text{ °C}$ ,  $2^{\circ}R$ ; f)  $550\text{ °C}$ ,  $3^{\circ}R$  [9].

Seul le raffinement des carbures hautement concentrés peut améliorer la dureté et la ténacité de ces aciers [10]. La taille du grain et l'état des carbures, des aspects critiques dans le processus de fracture [11].

## I.5. L'usinabilité

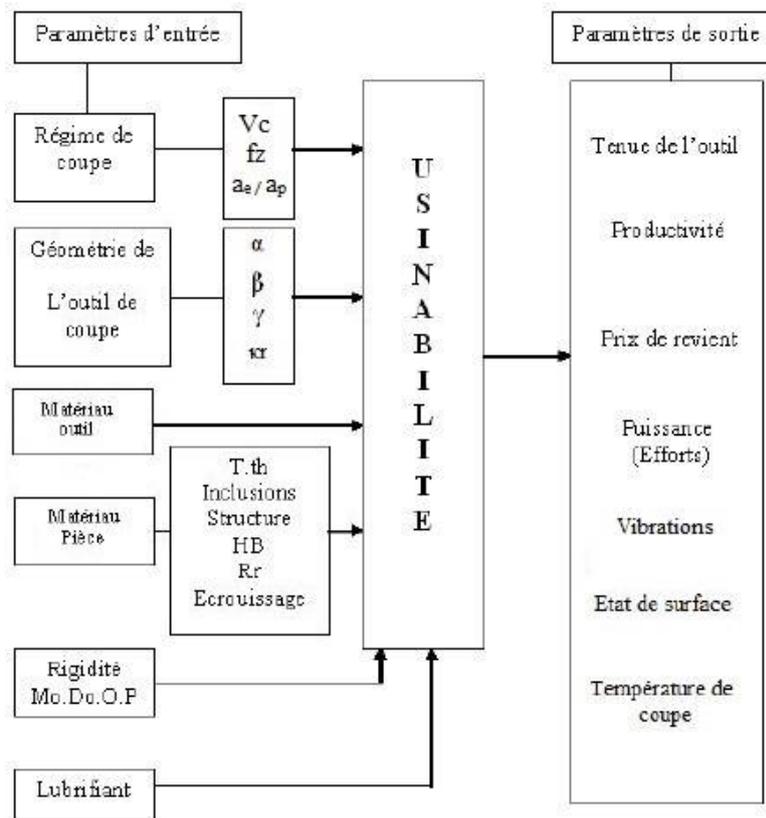
### I.5.1. Définition

L'usinabilité est l'aptitude d'un matériau à être usiné. Les critères d'évaluation de l'usinabilité d'un matériau sont nombreux et différents paramètres sont à prendre en compte:

- la durée de vie des outils, éventuellement l'évolution de leurs usures au cours du temps ;
- les conditions de coupe ;
- les efforts de coupe et la puissance consommée par la coupe ;
- le fractionnement du copeau ;
- l'état de surface obtenu sur la pièce, notamment la rugosité ;
- la productivité, qui est liée à la plupart des paramètres cités ci-dessus.

La facilité d'usinage d'un matériau est fonction de nombreux paramètres métallurgiques primordiaux. L'élaboration du métal, sa composition chimique, ses caractéristiques mécaniques et physiques, les effets des traitements thermiques sont autant de critères qui influencent l'usinabilité [12].

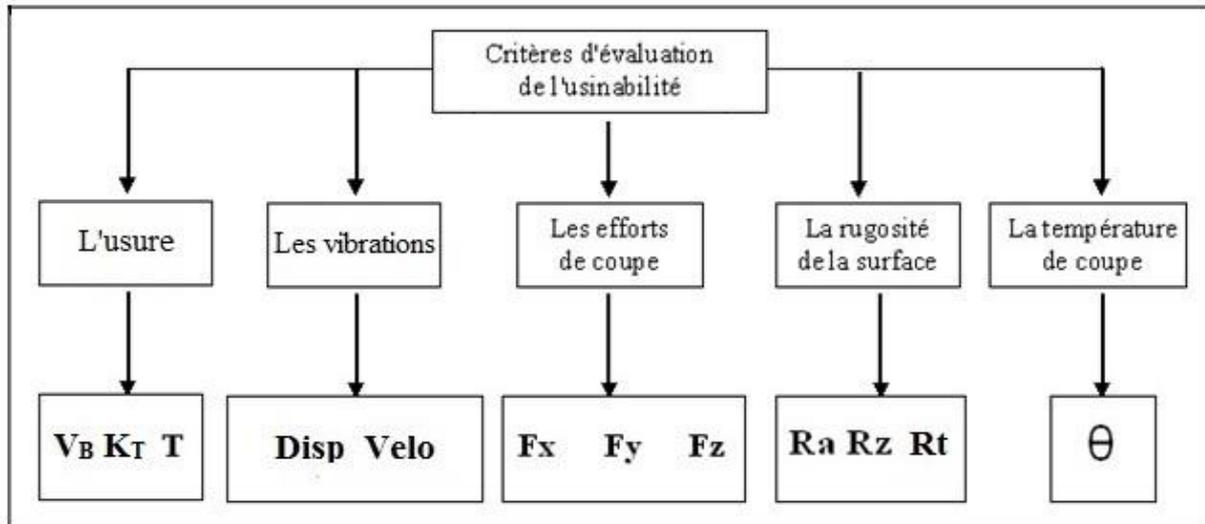
L'usinabilité est une propriété qui est sensible à un nombre important de paramètres, que l'on peut mettre en évidence par le schéma suivant (Fig. I.3):



**Figure I.3** : Schéma structurel de l'usinabilité [13].

### I.5.2. Evaluation de l'usinabilité

En construction mécanique, la réalisation d'un produit quelconque nécessite l'emploi de divers matériaux. La connaissance exacte des différentes caractéristiques du matériau est primordiale. Lorsqu'un matériau est transformé par usinage (enlèvement de copeaux), il est important de connaître son usinabilité. Plusieurs chercheurs et constructeurs notamment dans le domaine de la métallurgie ont étudié et évalué cette caractéristique [13]. L'usinabilité des matériaux est évaluée par un certain nombre de critères. Ces critères ont été classés différemment par les chercheurs en coupe des métaux. Le schéma général (Fig. I.4) sur lequel l'ensemble des études s'est basé pour évaluer l'usinabilité d'un matériau peut-être comme suit:



**Figure I.4** : Schéma d'évaluation de l'usinabilité [14, 15, 16].

Les conclusions présentées par les chercheurs montrent que les critères d'évaluation de l'usinabilité peuvent être ordonnés comme suit :

- L'usure,
- Les vibrations,
- Les efforts de coupe,
- La rugosité de la surface usinée,
- La température de coupe.

Les différentes études présentées par les spécialistes de la coupe des métaux et relatives à l'évaluation de l'usinabilité des matériaux montrent que parmi tous les critères suscités, celui l'usure caractérise par la tenue de l'outil ( $T$ ) ou par un critère dépendant soit L'usure en dépouille ( $V_B$ ) et l'usure en cratère ( $K_T$ ) est celui qui répond à prépondérance de l'évaluation de l'usinabilité ; les autres critères sont considérés comme complémentaires [14, 16, 17, 18].

### **I.5.3. Méthodes d'évaluation de l'usinabilité**

L'évaluation de l'usinabilité par la réalisation d'un certain nombre de tests (essais pratiques). Ces tests sont basés sur l'étude de l'influence des critères considérés sur l'usinabilité.

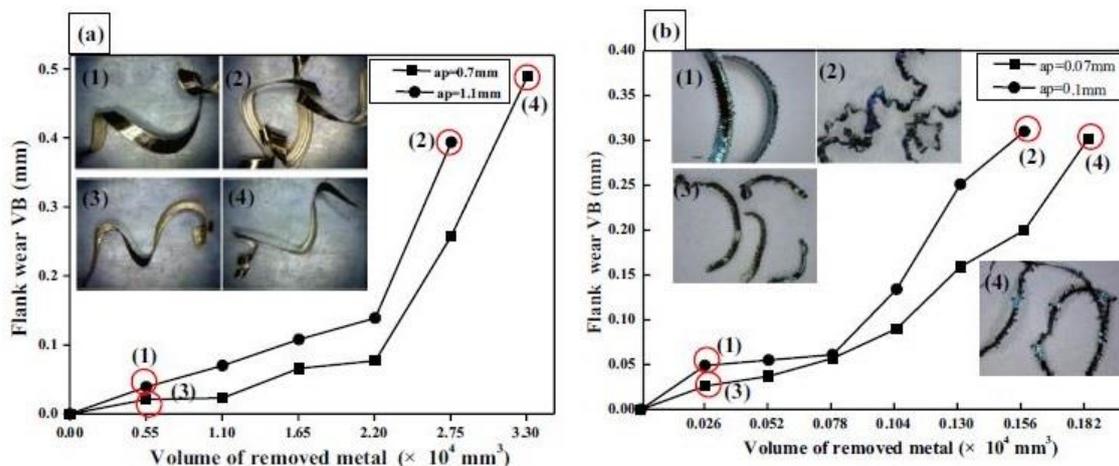
Pour déterminer l'usinabilité d'un matériau, plusieurs méthodes ont été mises au point. Les plus significatives sont celles basées sur la mesure de l'usure, et qui s'avèrent plus réalisables en pratique. Selon la durée de l'essai nous avons deux types :

- Essais de longue durée,
- Essais rapides (accélérés).

### I.6. Etat de l'art sur l'usinabilité des aciers durcis

La plupart des recherches se concentrent sur l'influence des paramètres du processus d'usinage sur les efforts de coupe, la formation de copeaux, l'usure de l'outil, la durée de vie et l'intégrité de la surface.

Suresh et al [19] ont fourni une revue de la littérature et discuté collectivement les diverses recherches liées à l'étude de l'usinabilité de divers aciers durs. Ils ont constaté que l'usinage dur nécessite un angle de coupe négatif, une avance par tour et une profondeur de coupe plus faibles et une vitesse de coupe élevée. Li B et al. [20] ont proposé une compréhension globale de la formation des copeaux mécanisme dans l'opération de fraisage dur à travers leur investigation sur les analyses simulées et expérimentales sur la formation des copeaux dentelés pendant le processus de fraisage dur en identifiant la déformation plastique localisée sur la surface usinée. Zhang et al. [21] ont étudié les efforts de coupe et la température dans les métaux durs. Ils ont adopté la méthode des analyses tridimensionnelles par éléments finis. Leurs résultats indiquent que les efforts de coupe augmentent avec l'augmentation de la l'avance par dent, tandis que la température dans la zone de coupe augmente avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Gong et al [22] ont étudié les mécanismes d'usure et de rupture des outils en carbure revêtus lors du fraisage d'un acier durci. Les résultats de leurs expériences menées sur deux aciers de nuances différentes ont indiqué que la dureté de la pièce à usiner avait un effet dominant sur les modes de défaillance des outils. Ils ont montré l'effet de l'usure et de la variation de la géométrie de l'outil principalement l'arête tranchante sur la formation des copeaux. Sur la figure I.5 ils ont présenté les copeaux obtenus à la première et à la dernière opération lors du fraisage de l'acier *H13* et de l'acier durci *SKD11* sous différentes profondeurs de coupe.

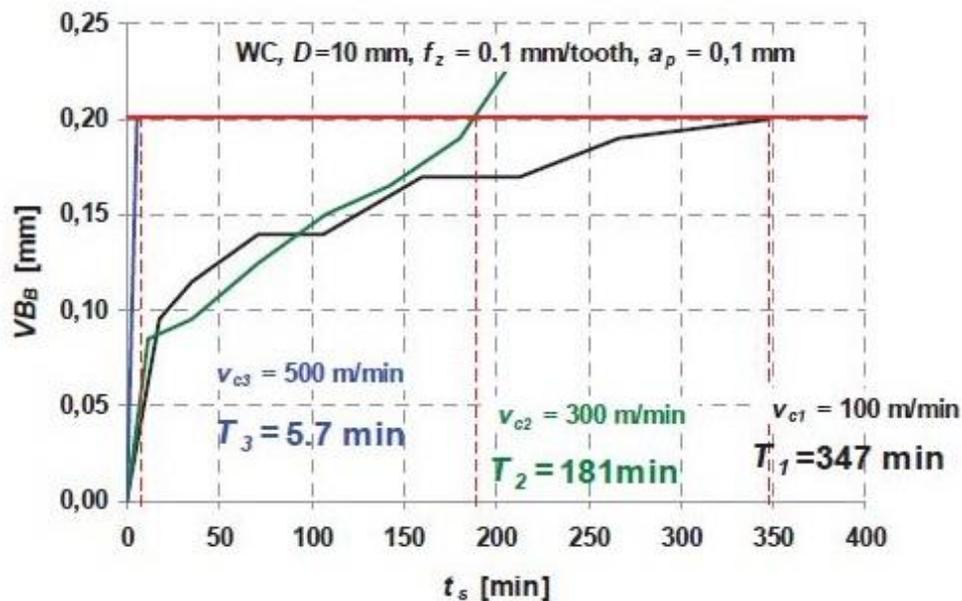


**Figure I.5 :** Évolution de la formation des copeaux dans l'expérience de fraisage :

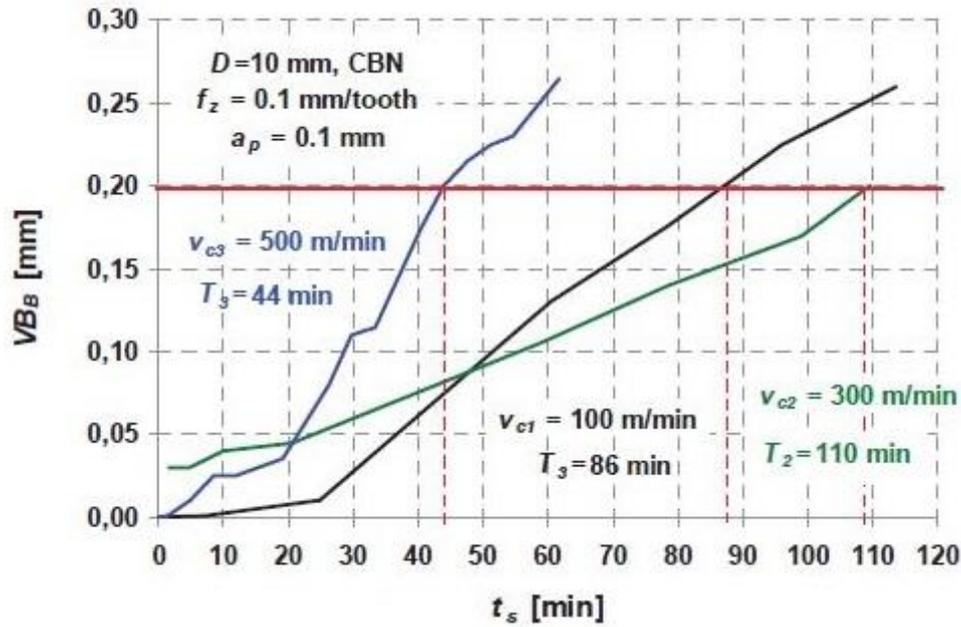
a) Acier *H13* ; b) Acier durci *SKD11* [22].

De nos jours, le fraisage de l'acier durci est de plus en plus requis par les fabricants de moules et de matrices afin de réduire les délais et les coûts de production pour répondre aux exigences d'un marché hautement compétitif [23-25]. Cependant, peu d'informations ont été données sur les conditions d'usinage au cours du fraisage dur, telles que le choix de l'outil de coupe correspondant, les conditions de coupe, la durée de vie de l'outil, la qualité et la précision de la surface usinée.

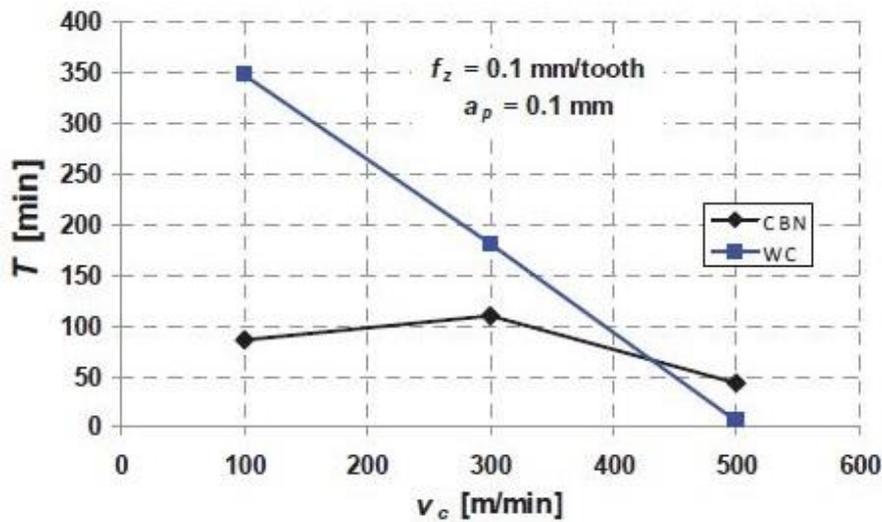
Wojciechowski et al. [26] ont montré que lorsque la vitesse de coupe dépasse ( $430 \text{ m/min}$ ) l'outil *CBN* a enregistré une teneur plus grande, les figures I.6 et I.7 illustrent l'évolution de l'usure en dépouille de l'outil en fonction du temps de fraisage ( $VB_B = f(t_s)$ ), pour les matériaux d'outils étudiés dans la gamme de trois vitesses de coupe différentes, l'expérience a montré que dans le cas de vitesses de coupe comprises entre [ $100 - 300 \text{ m/min}$ ], l'outil fraise en carbure revêtu a donné une durée de vie plus élevée que celle obtenue par l'outil fraise en *CBN* (Fig. I.8).



**Figure I.6** : L'évolution de l'usure en dépouille ( $VB_B$ ) en fonction du temps de fraisage ( $t_s$ ) pour le carbure fritté (WC) [26].

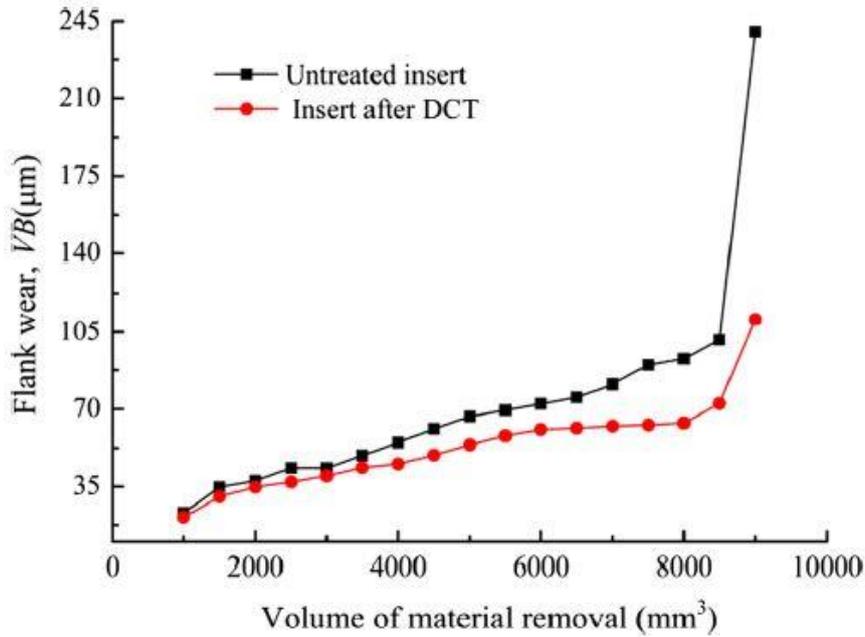


**Figure I.7** : L'évolution de l'usure en dépouille ( $VB_B$ ) en fonction du temps de fraisage ( $t_s$ ) pour le nitrure de bore cubique (CBN) [26].



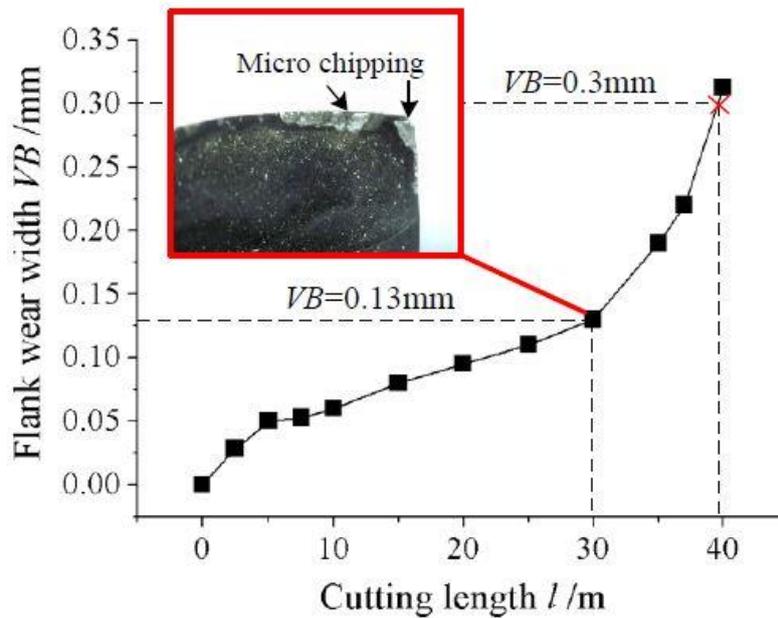
**Figure I.8** : Tenu de l'outil ( $T$ ) en fonction de la vitesse de coupe ( $V_c$ ) [26].

Li B et al. [27] ont étudié l'effet du traitement cryogénique profond (DCT) sur la microstructure et les propriétés mécaniques de la plaquette en carbure cémenté WC-Co avec revêtement  $Ti(N, C)-Al_2O_3$  et les performances d'usinage en fraisage à sec. Ils ont constaté par rapport à la plaquette en carbure revêtue non traitée, la plaquette traitée cryogéniquement (DCT) a montré une plus grande résistance à l'usure (Fig. I.9).



**Figure I.9** : Variation de l'usure de dépouille en fonction du volume de matière enlevée [27].

An et al. [28] ont étudié le fraisage dur de l'acier  $30Cr3$  en utilisant un outil en carbure cémenté revêtu par PVD ( $Al TiN$ ) en mesurant les efforts de coupe, la rugosité de surface, la formation de copeaux et l'usure de l'outil. Les résultats expérimentaux ont indiqué que l'augmentation de la vitesse de coupe de  $70$  à  $110$  m/min a conduit à une réduction directe des efforts de coupe et à une amélioration de l'état de surface, tandis que l'avance par dents et la profondeur de coupe ont eu un effet négatif sur la finition de surface. L'usure en dépouille  $V_B$  a été mesurée par rapport à la longueur de coupe  $l$ , est représentée par la figure I.10. Avant que l'outil n'atteigne  $30$  m, montrant une zone d'usure régulière, l'usure en dépouille de l'outil a été contrôlée en dessous de  $0.135$  mm, sous les paramètres de coupe de  $V_c = 110$  m/min,  $f_z = 0.08$  mm/dent,  $a_e = 0.7$  mm et  $a_p = 10$  mm selon le critère d'usure en dépouille admissible  $V_B = 0.3$  mm. Une zone d'usure accélérée jusqu'à la longueur usinée  $40$  m.



**Figure I.10** : Courbe d'usure en dépouille de l'outil  $VB$  en fonction de la longueur de coupe ( $V_c = 110 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0.08 \text{ mm/dent}$ ,  $a_e = 0.7 \text{ mm}$ ,  $a_p = 10 \text{ mm}$ ) [28].

Li W et al. [29] ont étudié l'effet de l'usure de l'outil sur l'intégrité de la surface et son impact sur la performance en fatigue de l'alliage Inconel 718 ( $45 \pm 1 \text{ HRC}$ ) par fraisage en bout en utilisant des outils revêtus par PVD. Le fraisage en bout donne un état de surface compris entre  $0.1$  et  $0.3 \mu\text{m}$  dans la plupart des conditions. La rugosité est généralement plus élevée dans la direction du sens de passage de la fraise (le pas) par rapport à celle mesurée le sens de la direction de l'avance (Fig. I.11). Les résultats mesurés de la rugosité de surface dans deux directions ont été montrés sur la figure. I.12. Des images représentatives de l'évolution de l'usure de l'outil en dépouille sont visibles et illustré par la figure I.13. La figure I.14 montre les zones divisées sur les surfaces supérieure et inférieure de la pièce. Les testes de fatigue pratiqués sur les échantillons usinés ont montré qu'aucune fatigue n'est apparue durant les quatre millions de cycles pour tous les échantillons usinés selon le critère d'usure en dépouille admissible  $V_B = 0.2 \text{ mm}$ . Cela confirme que les conditions de coupe adopté pour le fraisage de l'inconel 718 ont été choisies favorablement.

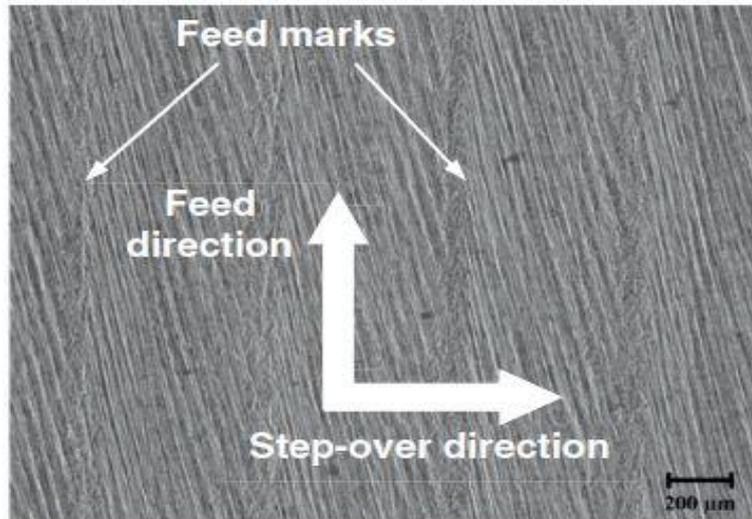


Figure I.11 : Structure de la surface usinée [29].

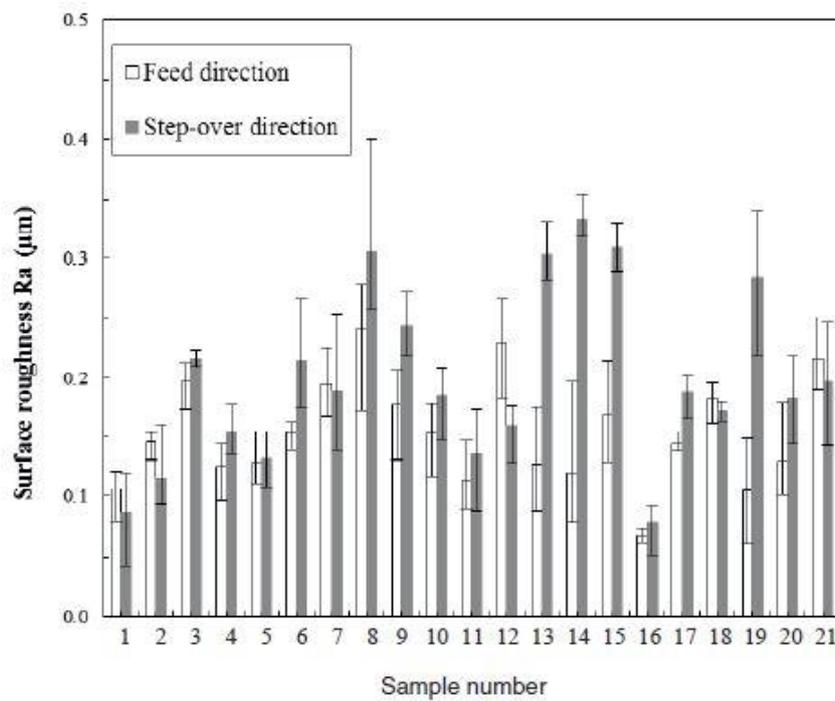
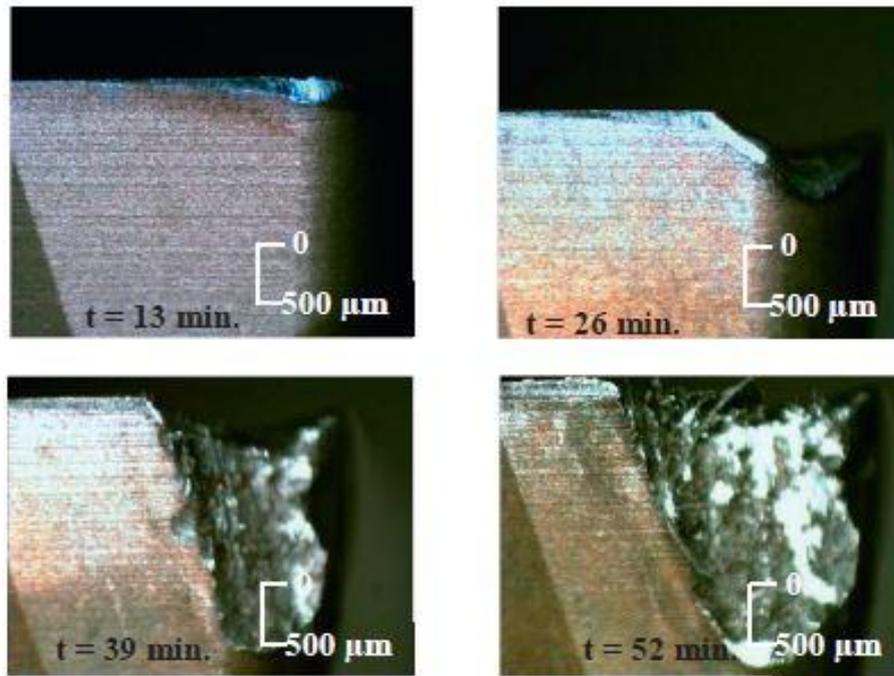
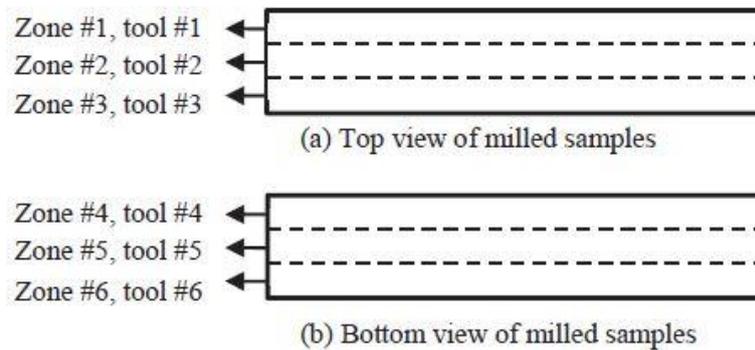


Figure I.12 : Rugosité de surface ( $Ra$ ) moyenne, maximale et minimale dans les directions de l'avance et du sens de passage [29].



**Figure I.13** : Evolution de l'usure de l'outil avant et après le fraisage de la zone #2 des quatre échantillons [29].



**Figure I.14** : Zones divisées sur les surfaces supérieure et inférieure de la pièce [29].

Denkena et al. [30] ont analysé les contraintes de l'outil et la modélisation d'une opération du fraisage dur de l'acier *AISI H13* au moyen de la simulation de la formation de copeaux pour des paramètres d'usinage différents et avec une modification de la face de dépouille. Ces résultats sont présentés sur la figure I.15. Les géométries de contre-dépouille sur la face de dépouille ont une influence significative sur le comportement à l'usure des outils de coupe dans les opérations de fraisage dur. Le comportement de l'usure dépend de la conception de la contre-dépouille et son position sur l'arête de coupe. La figure I.16 représente les différentes approches pour les géométries de contre-dépouille. L'application de la géométrie de la contre-dépouille a permis d'augmenter la durée de vie des outils, jusqu'à 100 % pour des paramètres d'usinage de référence. Une bonne corrélation entre les contraintes résiduelles, et les efforts de

coupe et l'usure en dépouille de l'outil a pu être démontrée.

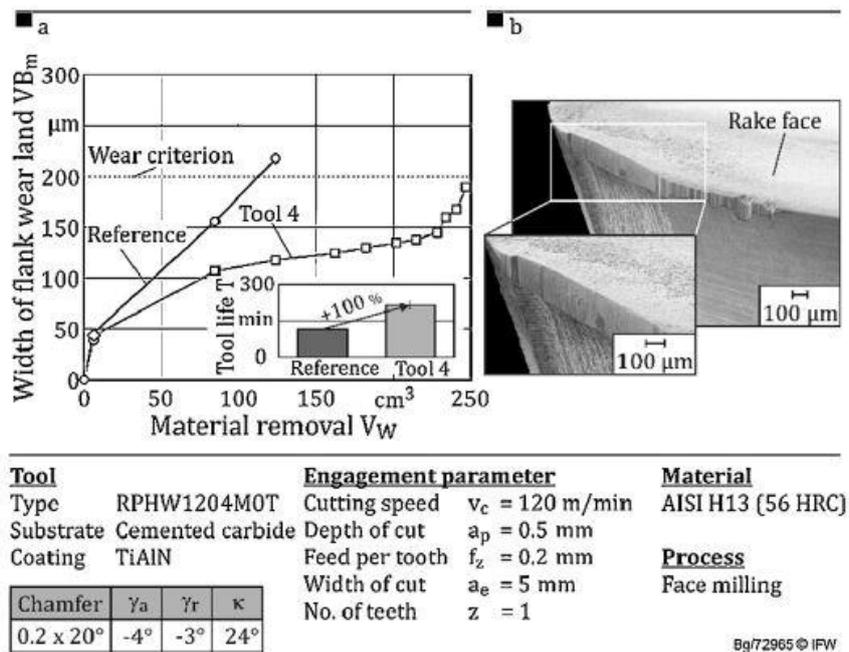


Figure I.15 : Influence de la contre-dépouille sur la durée de vie de l'outil ; (b) Images MEB à la fin de la durée de vie de l'outil (outil 4) [30].

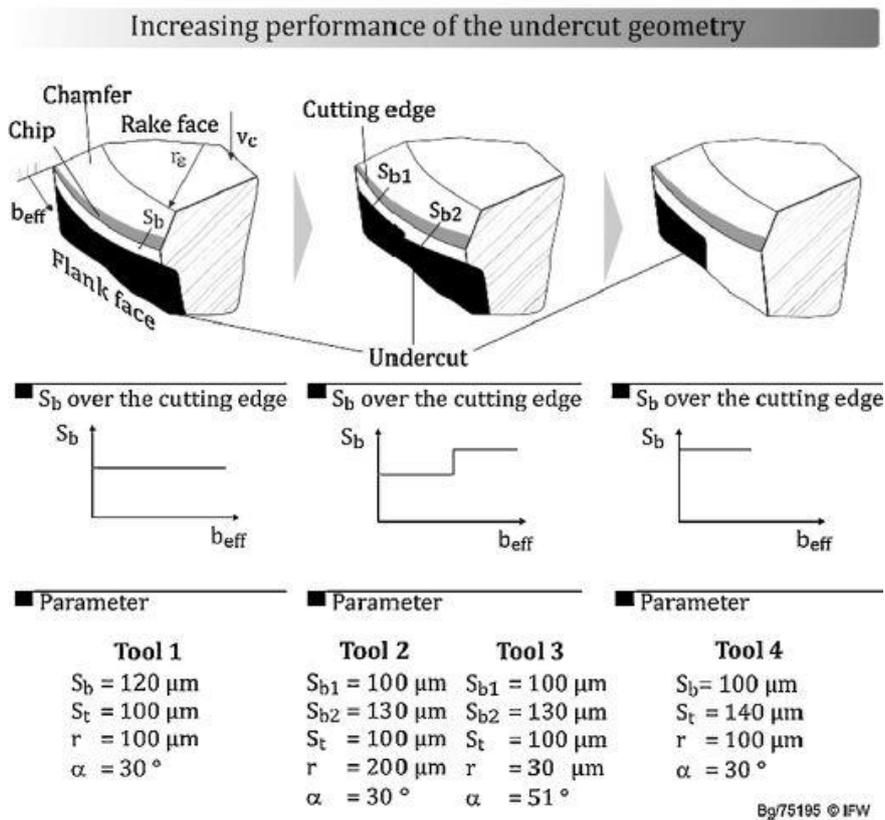
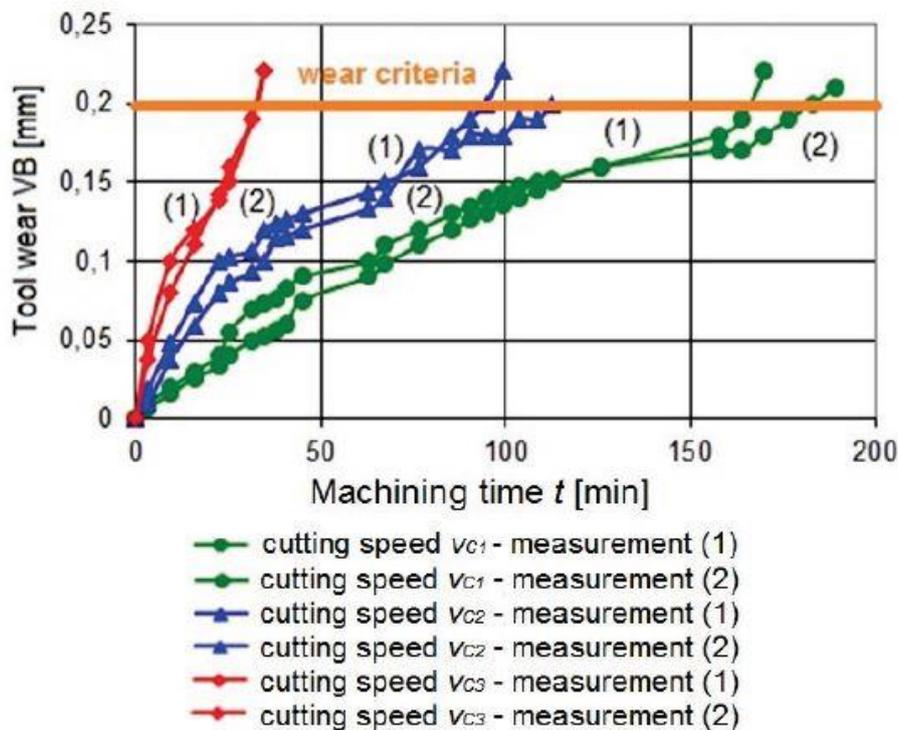


Figure I.16 : Différentes approches pour les géométries de contre-dépouille [30].

Majerík et al. [31] ont évalué la relation entre la tenue de l'outil  $T$  par rapport aux paramètres du processus de fraisage dur de l'acier *Armox 500* à partir d'un carbure cémenté et revêtu par *PVD*. Le graphique de la figure I.17 de l'usure en dépouille de l'outil selon le critère d'usure admissible  $V_B = 0.2 \text{ mm}$  par rapport aux temps d'usinage pour les vitesses de coupe ( $V_{C1} = 55.7 \text{ m/min}$ ,  $V_{C2} = 78.5 \text{ m/min}$ ,  $V_{C3} = 111 \text{ m/min}$ ) par le fraisage d'ébauche de face avec les conditions d'usinage ( $a_p = 2 \text{ mm}$ ,  $f_z = 0.056 \text{ mm/dent}$ ). La vitesse de coupe a l'effet le plus significatif sur l'usure en dépouille contrairement à l'avance par dents et à la profondeur de coupe.



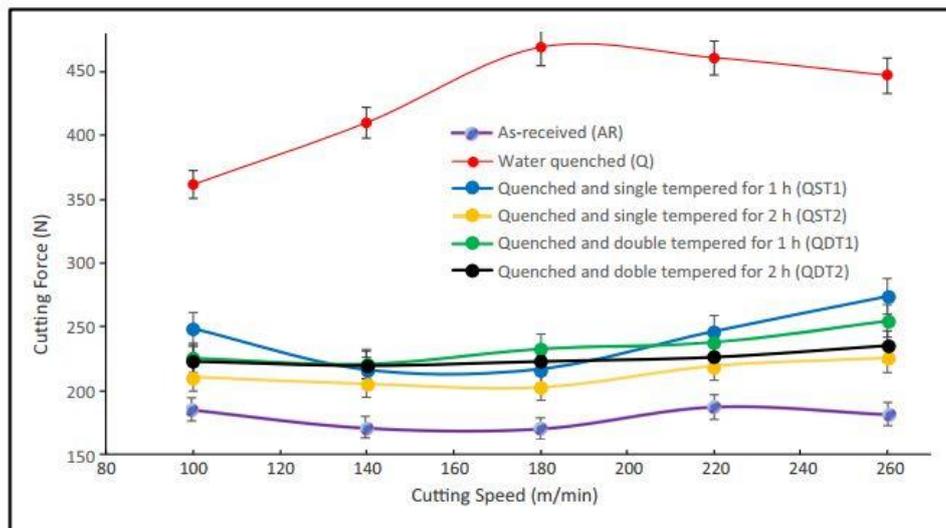
**Figure I.17** : Présentation graphique de la dépendance de l'usure de l'outil lors de l'usinage d'ébauche dure de l'acier *Armox 500* pour identifier la dépendance  $T = f(V_c)$  [31].

### I.7. Etat de l'art sur l'influence des traitements thermiques des aciers sur l'usinabilité

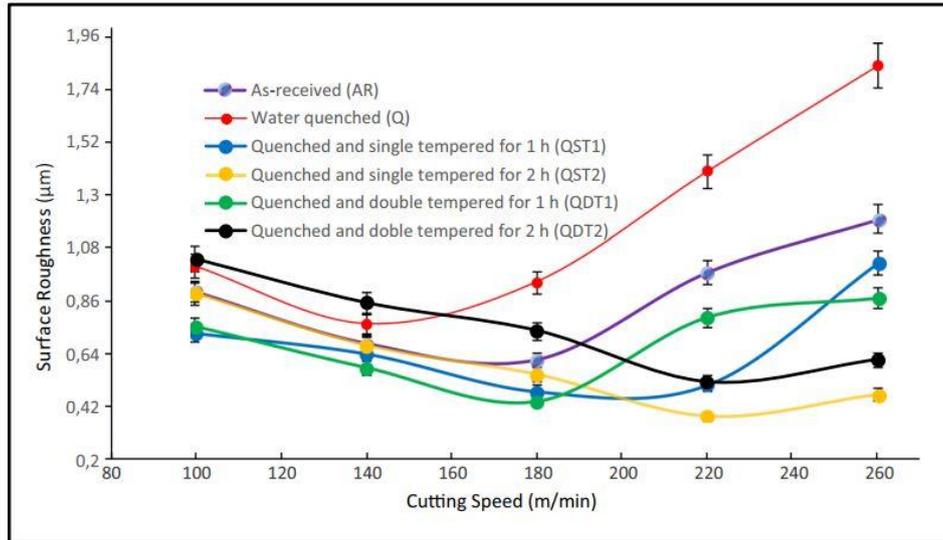
Le traitement thermique des composants en acier représente une des principales phases dans le processus de fabrication. Sur la base de la composition chimique d'un matériau donné, il est possible d'obtenir des propriétés mécaniques et une durabilité optimales des pièces remplaçables [32].

Demir et al. [33] ont étudié l'effet des différentes microstructures obtenues par traitements thermiques sur l'usinabilité définie par la valeur des efforts de coupe enregistrés ainsi que la rugosité de surface lors du tournage de l'acier à outils *AISI H13* pour travail à chaud. Les résultats de la figure I.18 ont montré que pour les différentes conditions de traitement

thermique la variation des efforts en fonction de la vitesse de coupe, un effet réduit sauf pour le régime de la trempe à refroidissement à l'eau où les efforts de coupe ont pris une nette augmentation par rapport à l'évolution de la vitesse. Sur la figure I.19, les auteurs ont présenté l'effet de la vitesse de coupe sur la rugosité de surface usinée des éprouvettes. Ils ont montré pour les l'état de livraison et les traitements de trempe suivie de revenu à différents temps de maintient et dans la plage (140-180 m/min), il y a amélioration de la rugosité. Pour le traitement de trempe à l'eau, il s'est produit au delà de la vitesse de (180 m/min) une dégradation remarquable de l'état de surface. Pour les autres états on peut voir qu'au-delà de cet intervalle la valeur de la rugosité à augmenté légèrement.

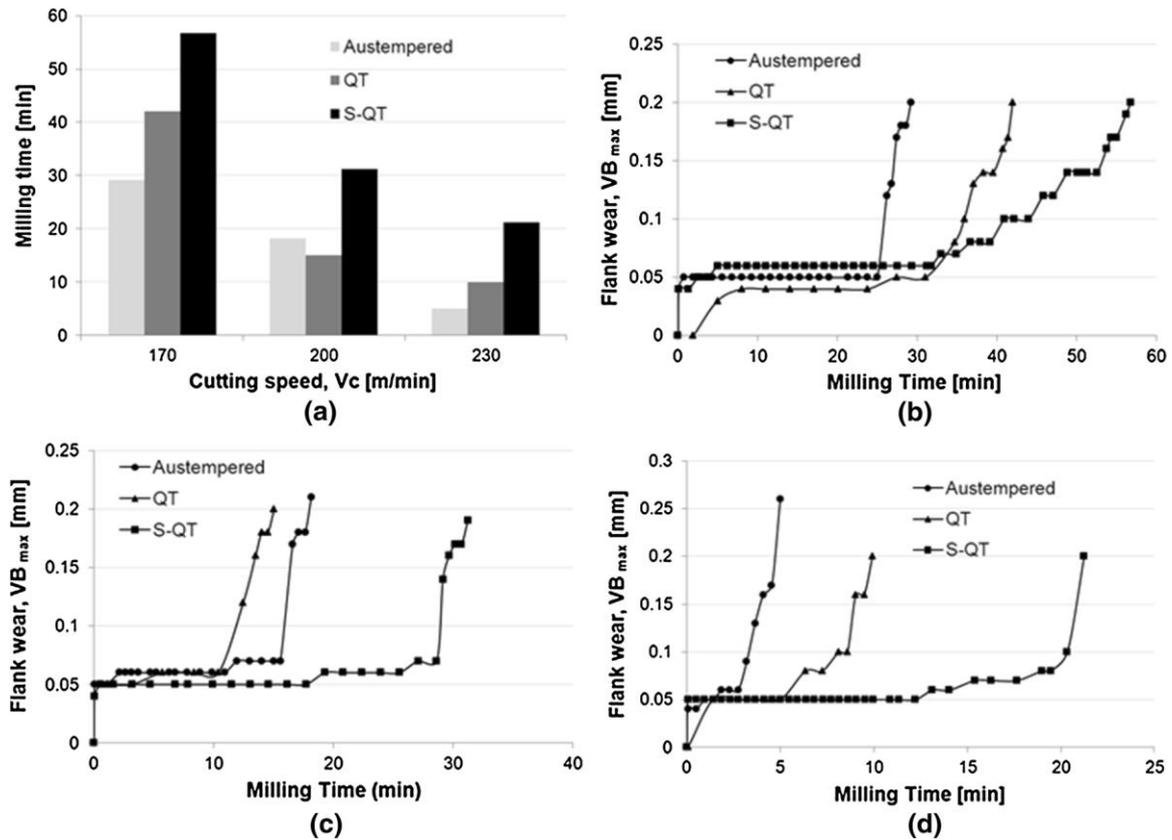


**Figure I.18** : Evolution des efforts de coupe en fonction de la variation de la vitesse de coupe pour le tournage des éprouvette en acier à outils *AISI H13* à différents traitements thermiques [33].



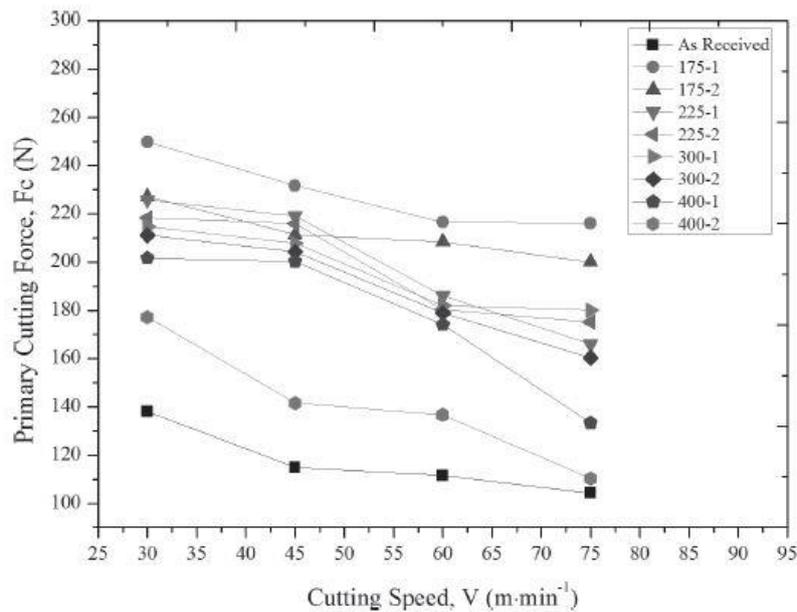
**Figure I.19** : Evolution de la rugosité de surface en fonction de la variation de la vitesse de coupe pour le tournage des éprouvettes en acier à outils *AISI H13* à différents traitements thermiques [33].

Hoseiny et al. [34] ont étudié l'influence du traitement thermique sur la microstructure et l'usinabilité d'un acier à moules pré-durci. Des essais d'usinage ont été réalisés par fraisage en bout en utilisant des plaquettes en carbure par revêtement *PVD*. Les résultats ont révélé que le traitement de sphéroïdisation plus la trempe et le revenu donnaient la meilleure usinabilité en termes d'efforts de coupe et de durée de vie. La figure I.20 montre la comparaison de la durée de vie des plaquettes en fraisage en bout pour différents traitements thermiques à différentes vitesses de coupe. Il est clair que la durée de vie de l'outil pour la pièce traitée par sphéroïdisation plus trempe et revenu (*S-QT*) est considérablement plus longue que pour les autres traitements thermiques : (*Austempered*) consistant en une austénitisation et (*QT*) trempe et revenu conventionnels.

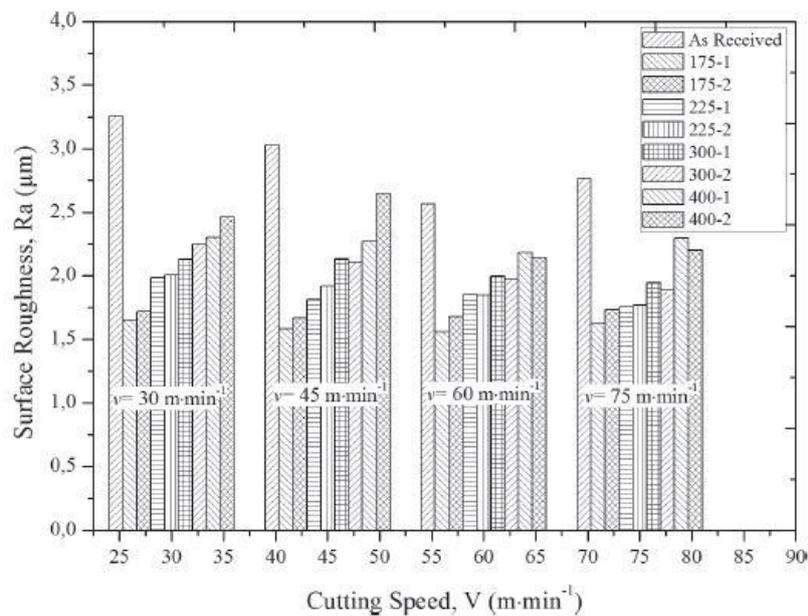


**Figure I.20 :** (a) Le temps de fraisage jusqu'à l'usure maximale du flanc ( $VB_{max}$ ) de 0.2 mm pour les pièces traitées thermiquement à différentes vitesses de coupe. (b) 170 m/min ; (c) 200 m/min ; et (d) 230 m/min [34].

Tan et al. [35] ont étudié l'influence du double revenu sur la microstructure et l'usinabilité de l'acier AISI 52100 en termes de force de coupe, de cylindricité et de rugosité de surface. Les résultats ont montré qu'une haute ténacité et une bonne combinaison d'usinabilité pouvaient être produites par un traitement de revenu répété, la force de coupe ( $F_c$ ) la plus faible pendant l'usinage a été obtenue pour la vitesse de coupe la plus élevée et à la vitesse d'avance la plus faible (Fig. I.21). Sur la figure I.22 Tan a montré l'évolution de la rugosité ( $R_a$ ) par rapport aux différentes vitesses de coupe et pour les conditions de traitement du revenu. La principale conclusion est que pour les trois vitesses considérées la meilleure rugosité est donnée pour l'état revenu à basse température (175°C-1).



**Figure I.21 :** Variation de l'effort de coupe primaire ( $F_c$ ) en fonction de la température et le nombre de revenus répétées [35].

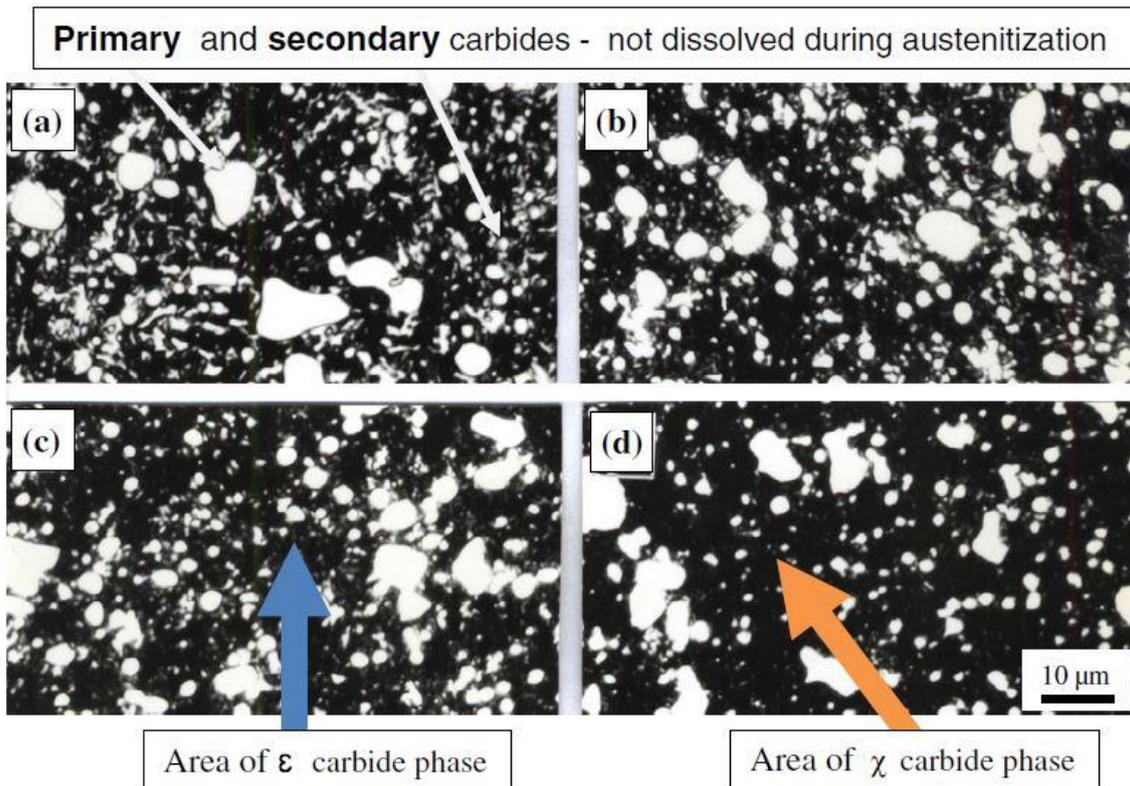


**Figure I.22 :** Variation de la rugosité de surface ( $R_a$ ) en fonction de la température et le nombre de revenus répétées [35].

Des études ont montré que les propriétés mécaniques de l'acier *AISI 52100* peuvent être améliorées par des traitements thermiques isothermes tels que la trempe bainitique [36-39]. Cependant, il existe quelques études sur les effets du traitement thermique sur les propriétés d'usinabilité de l'acier *AISI 52100* [40-42].

Nykiel et Hryniewicz. [43] ont rapporté des transformations de carbure pendant le revenu de

l'acier à outil *AISI D3*, austénisé à  $1050^{\circ}\text{C}$  pendant  $30\text{ min}$ , et revenu dans la gamme : ( $200^{\circ}\text{C}$ - $700^{\circ}\text{C}$ ), pendant  $2\text{h}$ . En utilisant la diffraction des rayons  $X$  (*DRX*) et la microscopie électronique, il a été trouvé des carbures et des précipités de type ( $\text{Fe}_3\text{C}$ ) dans la gamme ( $200^{\circ}\text{C}$ - $350^{\circ}\text{C}$ ), et ( $\text{M}_3\text{C}$  ;  $\text{M}_7\text{C}_3$ ) dans la gamme ( $500^{\circ}\text{C}$ - $700^{\circ}\text{C}$ ). On a également observé des carbures primaires massifs accompagnés de fins carbures secondaires de type  $\text{M}_7\text{C}_3$ , qui ne se sont pas dissous pendant l'austénitisation (Fig. I.23).



**Figure I.23** : Effet de la température de revenu sur la structure de l'acier à outils *AISI D3* étudié, durci après austénitisation à  $1050^{\circ}\text{C}$  pendant 30 minutes : (a) durci après le revenu, (b)  $350^{\circ}\text{C}$ , (c)  $500^{\circ}\text{C}$ , (d)  $700^{\circ}\text{C}$ . Temps de revenu 120 minutes. Grandeur X900 [43].

Hiremath et al. [44] ont comparé l'usinabilité à sec d'aciers forgés ferritiques-perlitiques, trempés et revenus et une trempe bainitiques pour différentes conditions de coupe. Une variation de leur composition et du traitement thermique a été effectuée. Leurs résultats ont montré que les aciers ferritiques-perlitiques et trempe-revenu présentent une réduction des forces de coupe entre ( $5\text{ et }12\%$ ) (Fig. I.24) et de la température d'usinage entre ( $12\text{ et }20\%$ ) (Fig. I.25) en raison de l'ajout de soufre malgré leur résistance plus élevée en raison de leur teneur en vanadium. La largeur de la zone d'usure en dépouille diminue avec l'augmentation de la teneur en soufre dans les aciers ferritiques et perlitiques ainsi que dans les aciers trempés et revenus (Fig. I.26).

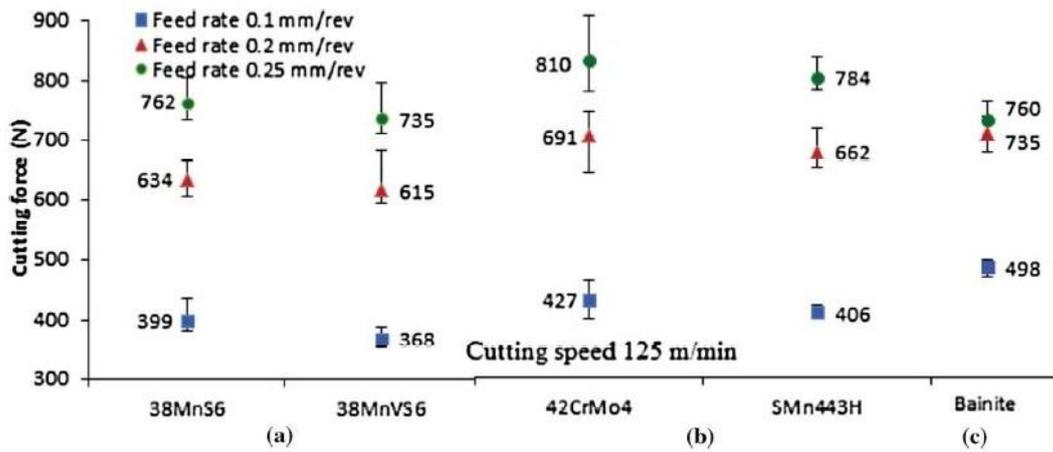


Figure I.24 : Efforts de coupe à une vitesse de coupe de 125 m/min pour (a) aciers ferritiques-perlitiques, (b) aciers trempés-revenus et (c) aciers bainitiques [44].

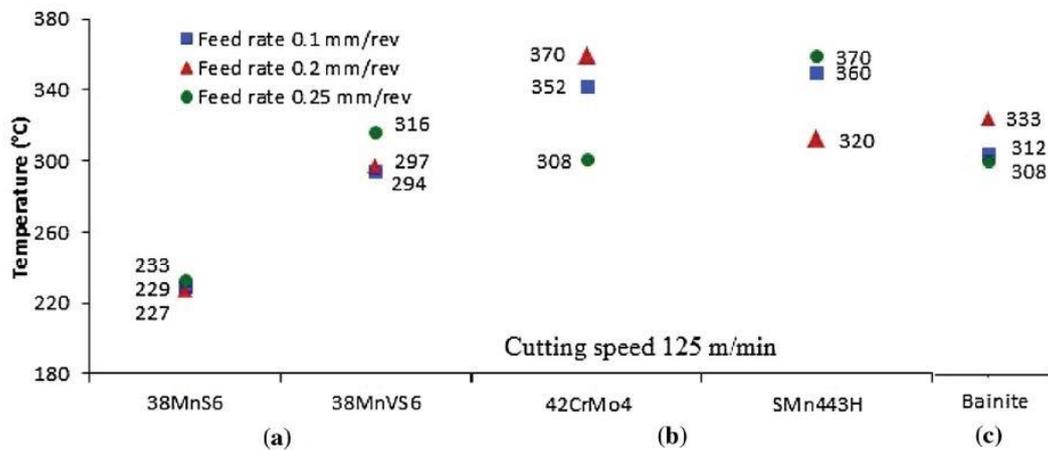


Figure I.25 : Température à une vitesse de coupe de 125 m/min sur l'interface pièce-outil pour (a) aciers perlitiques ferritiques, (b) aciers trempés et revenus, (c) aciers bainitiques [44].

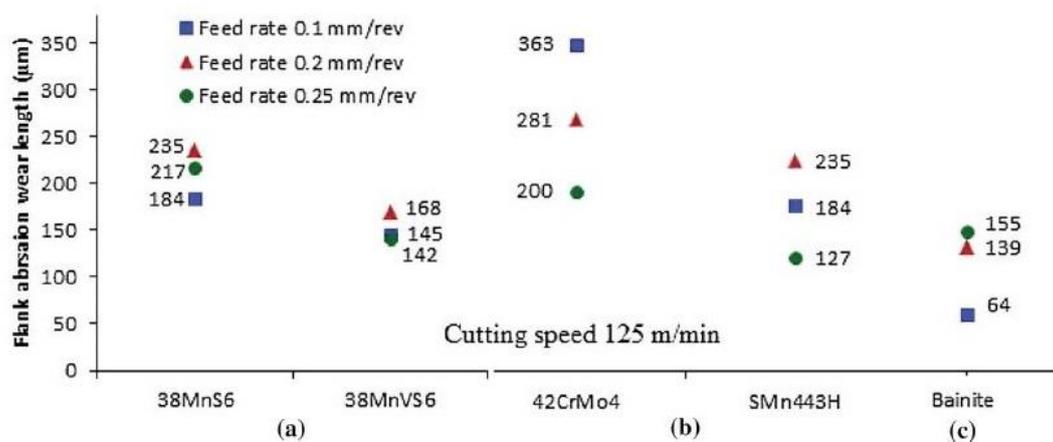
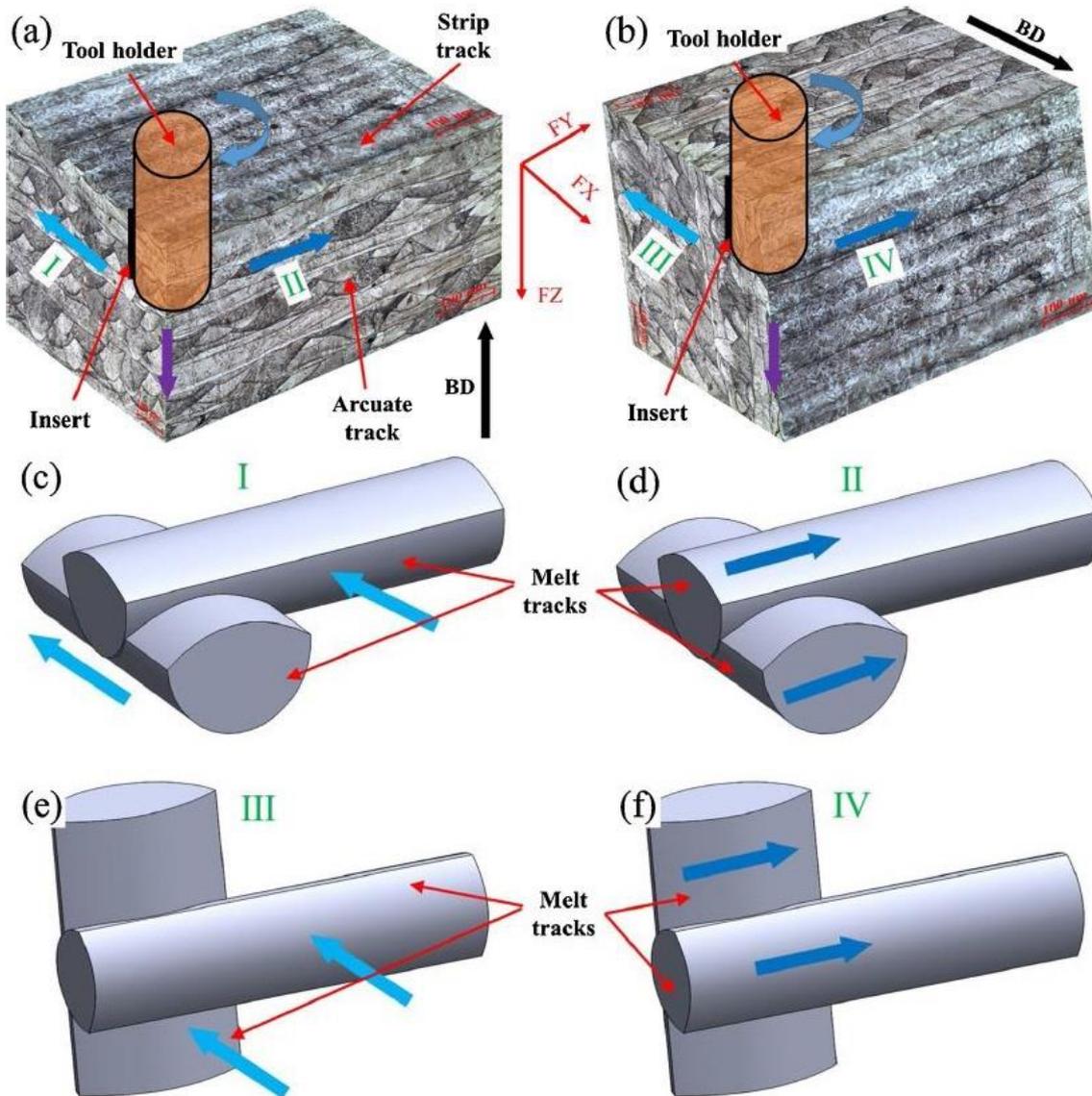


Figure I.26 : Longueur d'usure en dépouille par abrasion à une vitesse de coupe de 125 m/min pour (a) aciers perlitiques ferritiques, (b) aciers trempés et revenus, (c) aciers bainitiques [44].

Le procédé d'obtention de l'acier joue un rôle considérable dans le processus d'usinage. La disposition des fibres, la direction de la répartition des contraintes de rupture au cours de la formation de copeau, la dureté et l'état de la matrice obtenue sont autant de facteurs qui participent dans l'usinabilité.

Bai et al. [45] ont amélioré la finition de surface de l'acier Maraging haute résistance *AMed* (*18Ni300*) fabriqué par la méthode de fabrication additive avec et sans traitement thermique. Ils ont étudié l'influence de la microstructure sur l'usinabilité, notamment la microdureté, les efforts de coupe, la rugosité de surface, l'usure de l'outil et la formation de copeaux. Les résultats de leurs expériences indiquent qu'une variation significative de l'usinabilité est identifiée entre les échantillons *AMed* qui présentent des microstructures différentes. La différence des efforts de coupe entre les échantillons *ABT* (état construit de dessus) et *ABS* (état construit de côté), la microstructure et les morphologies des traces de fusion en contact avec l'outil de coupe ont été analysées en détail, comme le montre dans la figure. I.27.



**Figure I.27** : Traces de fusion triaxiale et microstructure de l'acier maraging *SLMed* lors du fraisage : (a) échantillon *ABT*, (b) échantillon *ABS*, (c) relation entre la direction de la force d'avance et les traces de fusion pour *ABT*, (d) relation entre la direction de la force transversale et les traces de fusion pour *ABT*, (e) relation entre la direction de la force d'avance et les traces de fusion pour *ABS*, et (f) relation entre la direction de la force transversale et les traces de fusion pour *ABS* [45].

La figure I.28 montre la microdureté de surface des échantillons bruts et traités thermiquement a augmenté après le fraisage. Sur les figures I.29, I.30 et I.31, l'usure de l'outil et les efforts de coupe ont fortement augmentés après les traitements thermiques sauf pour le

HT5 (austénitisation à  $900^{\circ}\text{C}$  pendant 1 h puis refroidis à l'air). La figure I.32 montre le changement mineur observé dans les échantillons bruts, la valeur de la rugosité des échantillons tels a été réduite jusqu'a  $0.4 \mu\text{m}$  après le fraisage.

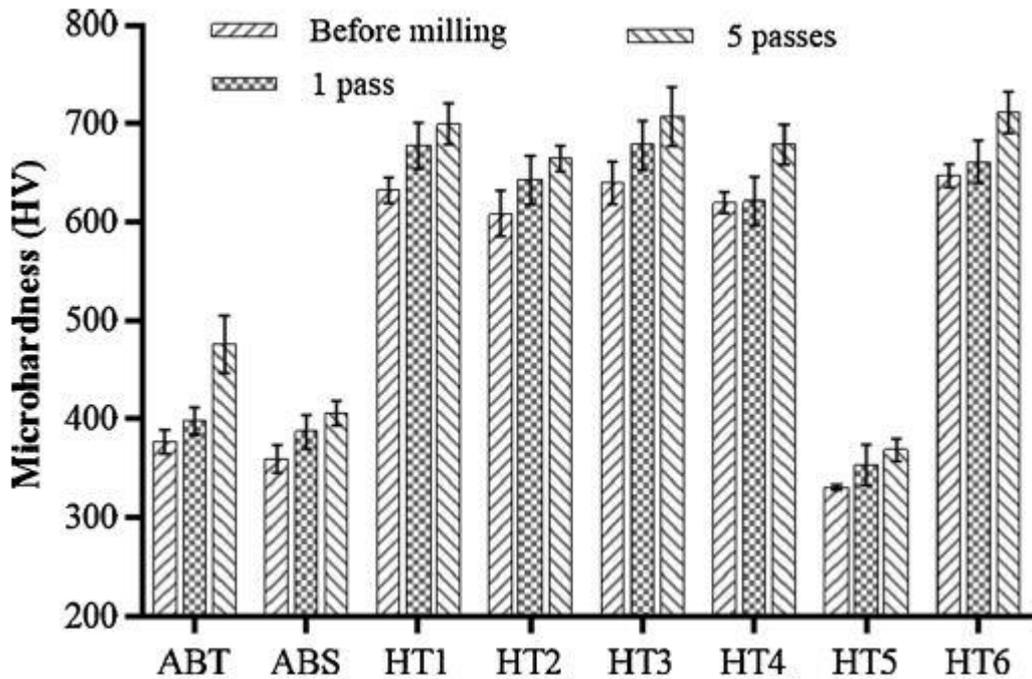


Figure I.28 : Évolution de la microdureté de surface de l'acier maraging *SLM* avant et après l'usinage [45].

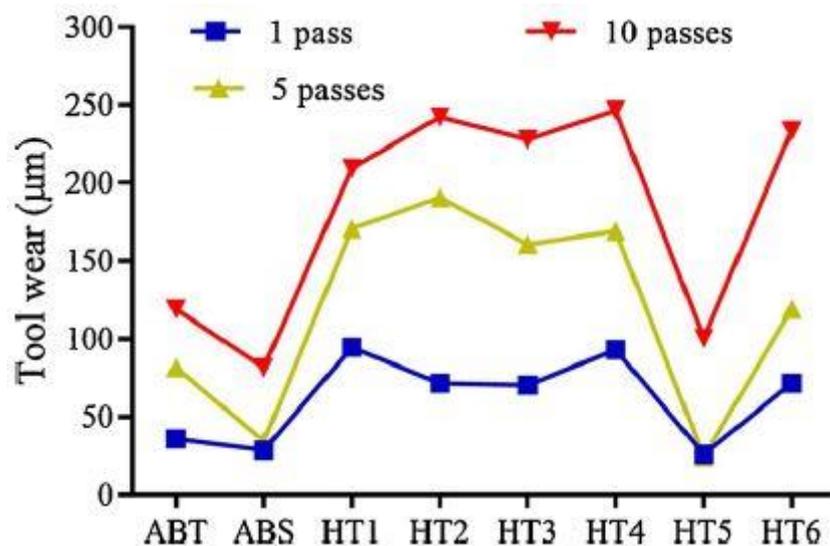
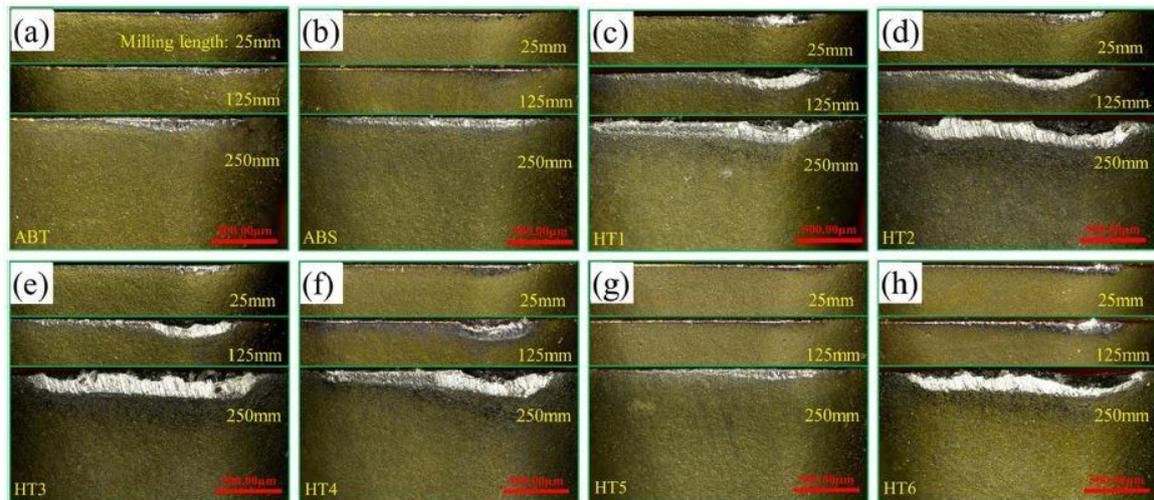
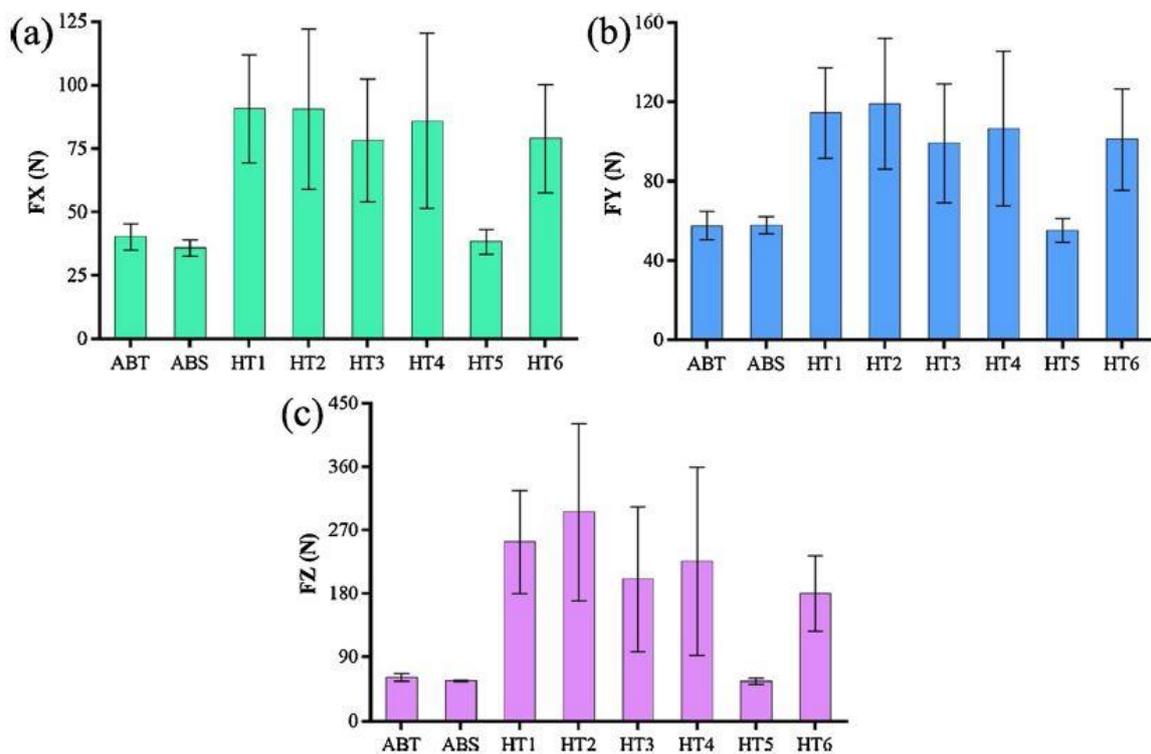


Figure I.29 : L'usure de l'outil sous différentes combinaisons de processus [45].



**Figure I.30** : Morphologies d'usure d'outil de différentes combinaisons de processus. (a) *ABT*, (b) *ABS*, (c) *HT1*, (d) *HT2*, (e) *HT3*, (f) *HT4*, (g) *HT5*, (h) *HT6* [45].



**Figure I.31** : Les efforts de coupe maximaux moyens du fraisage de l'acier maraging *SLMed* pendant l'usinage après 5 passes : (a) Force d'avance (*FX*); (b) Force transversale (*FY*); (c) Force axiale (*FZ*) [45].

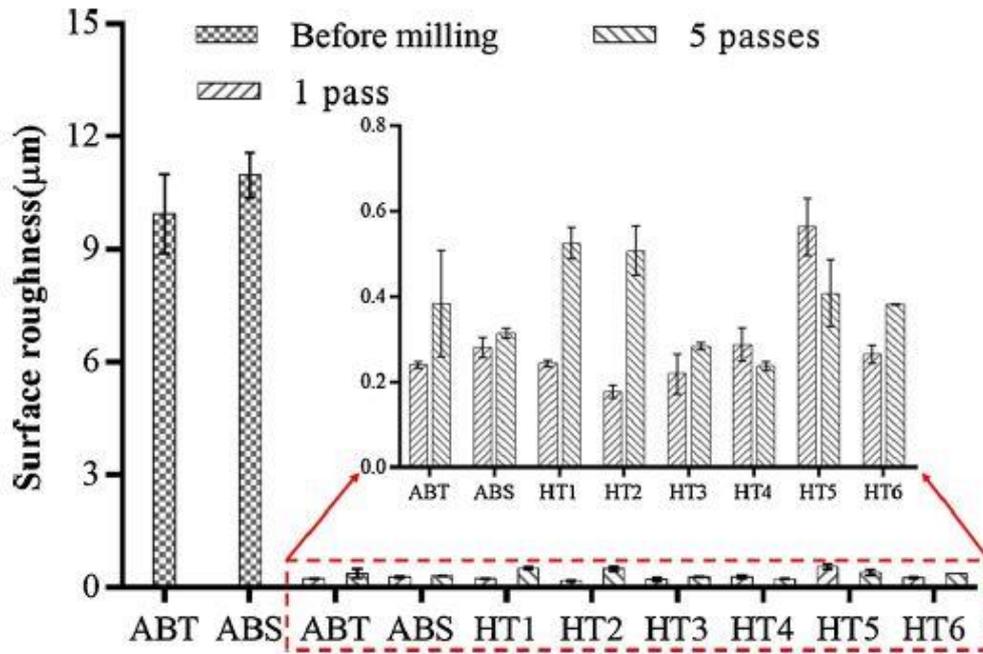


Figure I.32 : Rugosité de surface après fraisage sur l'acier maraging *SLMed* [45].

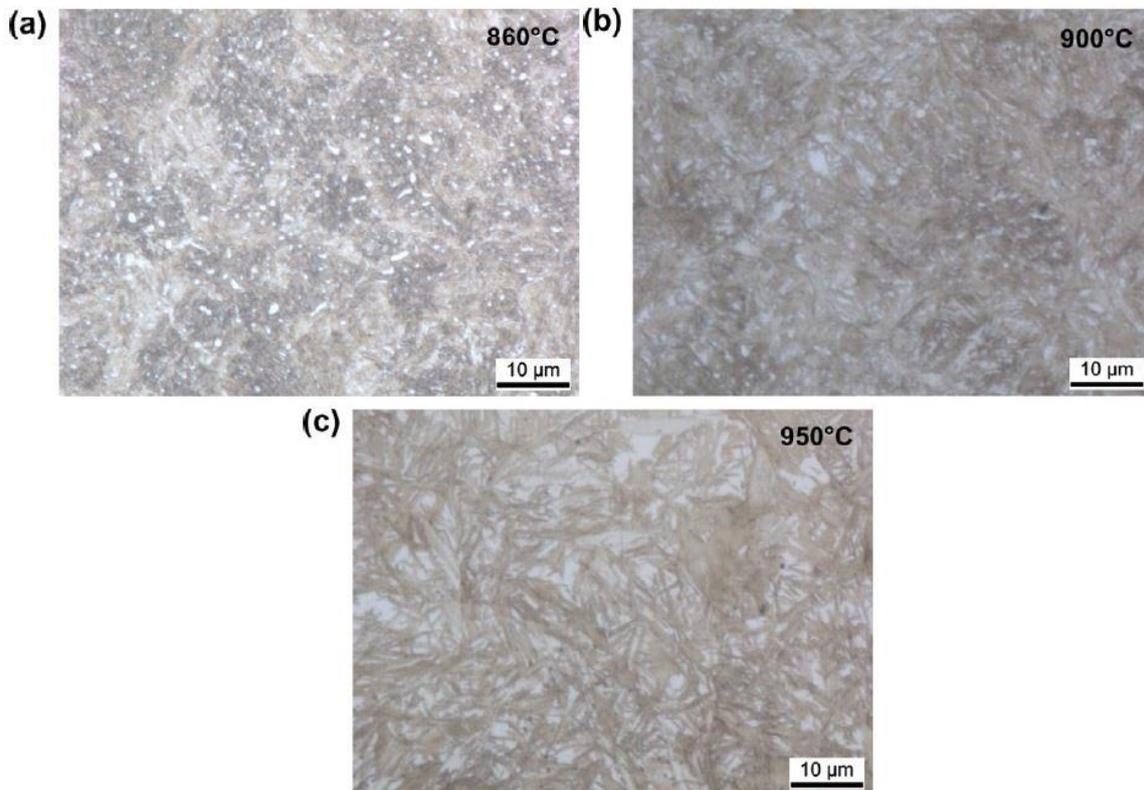
### I.8. Domaine d'application de l'acier AISI 52100

L'acier *AISI 52100* est un acier à outils largement utilisé dans les composants mécaniques, comme outils d'extrusion et guidage par roulements. Il est souvent demandé dans des applications qui exigent une grande résistance à l'usure et à la fatigue de contact [46, 47], en raison de sa bonne combinaison de rentabilité, haute trempabilité, haute dureté et limite d'élasticité élevée [48-51]. Pendant le processus de fabrication, l'acier *AISI 52100* est fondu dans un four électrique et forgé ou laminé à chaud, en étant soumis postérieurement à un traitement thermique.

### I.9. Microstructure et traitement thermique de l'acier AISI 52100

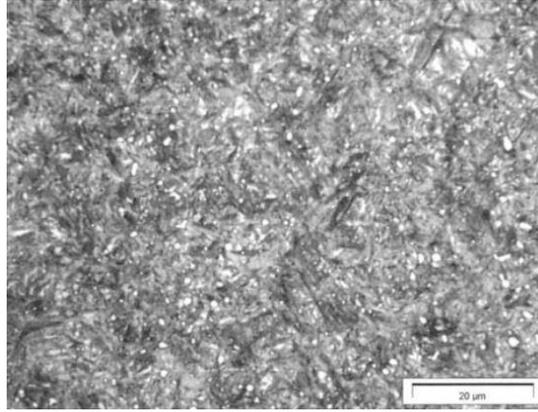
Sa microstructure peut être sphéroïdisée (matrice ferritique et carbures de chrome), trempé (matrice martensitique) ou recuit (matrice de cémentite et perlite) [49, 52]. Les procédés de traitement thermique conventionnels utilisés dans la fabrication des roulements sont normalement spécifiés pour produire une structure martensitique en acier à haute teneur en carbone [49-51]. L'acier *AISI 52100* est couramment utilisé à l'état trempé et revenu avec une microstructure principalement martensitique qui offre une résistance à l'abrasion et des propriétés mécaniques adéquates à température ambiante [53-54].

La figure I.33 montre la micrographie optique de la microstructure de l'acier *AISI 52100* à température ambiante en fonction de la température d'austénitisation. Les échantillons ont été trempés dans l'huile à  $60^{\circ}\text{C}$  pendant *15 minutes*, rincés à l'eau froide et revenu à  $160^{\circ}\text{C}$  pendant *90 minutes*. Ensuite une attaque chimique en utilisant une solution de gravure au nital à *1.5 vol.%*. La microstructure est constituée de martensite revenue, d'austénite retenue et de carbures globulaires. Ces carbures peuvent être clairement identifiés dans l'échantillon à  $860^{\circ}\text{C}$  comme des particules blanches gravées noyées dans une matrice très fine de martensite/austénite. Des températures d'austénitisation plus élevées provoquent un grossissement des grains d'austénite, ce qui entraîne une augmentation de la longueur des plaques martensitiques qui peuvent être facilement révélées par microscopie optique. Ces plaques constituent un réseau de gravure marron où des grains d'austénite de forme irrégulière sont mélangés à des particules de carbure globulaires [46].



**Figure I.33** : Micrographie optique de la microstructure de l'acier *AISI 52100* austénitisé à une température de (a)  $860^{\circ}\text{C}$ , (b)  $900^{\circ}\text{C}$  et (c)  $950^{\circ}\text{C}$  [46].

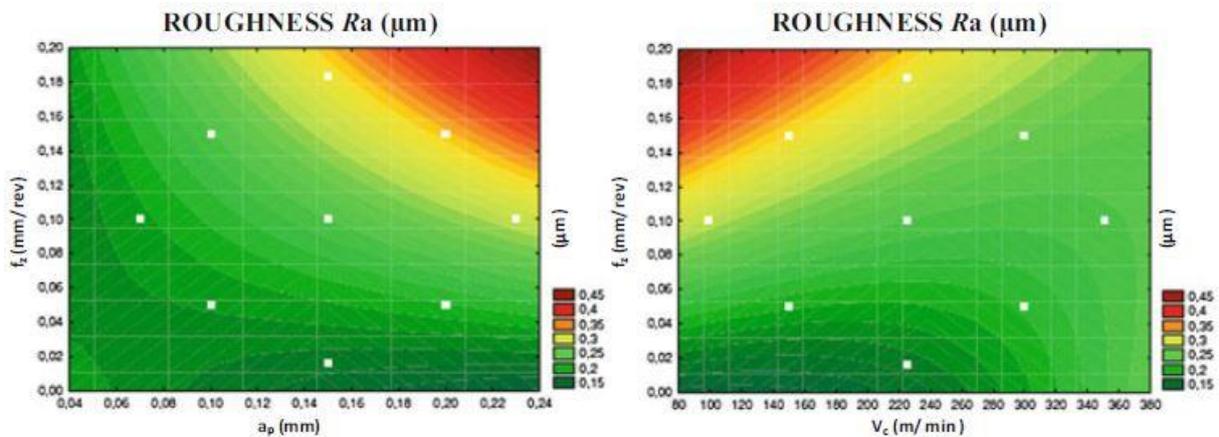
La microstructure obtenue après trempe comporte encore les carbures, et la martensite (Fig. I.34). La martensite se présente en lattes relativement fines car leur développement est limité par la présence des carbures. Le matériau obtenu a une grande dureté conférée par la martensite, une bonne résistance à l'abrasion conférée par les carbures et la martensite [1].



**Figure I.34** : Micrographie optique d'un acier *AISI 52100* ayant subi une austénitisation à  $850^{\circ}\text{C}$  suivie d'une trempe [1].

### I.10. Etat de l'art sur l'analyse statistique et optimisation des condition de coupe des aciers durcis

Filho et al. [55] ont basé leur travail sur l'analyse de la rugosité d'un acier *AISI 4140* durci pendant le processus du fraisage en bout exécuté avec un outil à plaquette à insert (*CBN*). Ils ont conclu que la vitesse d'avance  $f_z$  était le paramètre de coupe le plus influant sur l'intégrité de la surface. Ce résultat est présenté sur la figure I.34 par les graphiques 2D plots, la zone rouge indique la plage des valeurs élevées de  $Ra$ . L'observation principale sur cette figure, lorsque  $f_z$  augmente  $Ra$  augmente particulièrement pour les profondeurs de passe élevées. Pour l'influence de l'avance par dents  $f_z$  par rapport à la vitesse de coupe, ils ont montré que  $Ra$  est plus grande lorsque la vitesse de coupe est faible, dans l'intervalle  $[80 - 160]$  m/min.



**Figure I.34** : Graphiques de rugosité  $Ra$  ( $a_p \times f_z$ ) avec  $V_c = 225$  m/min et ( $f_z \times V_c$ ) avec  $a_p = 0.15$  mm [55].

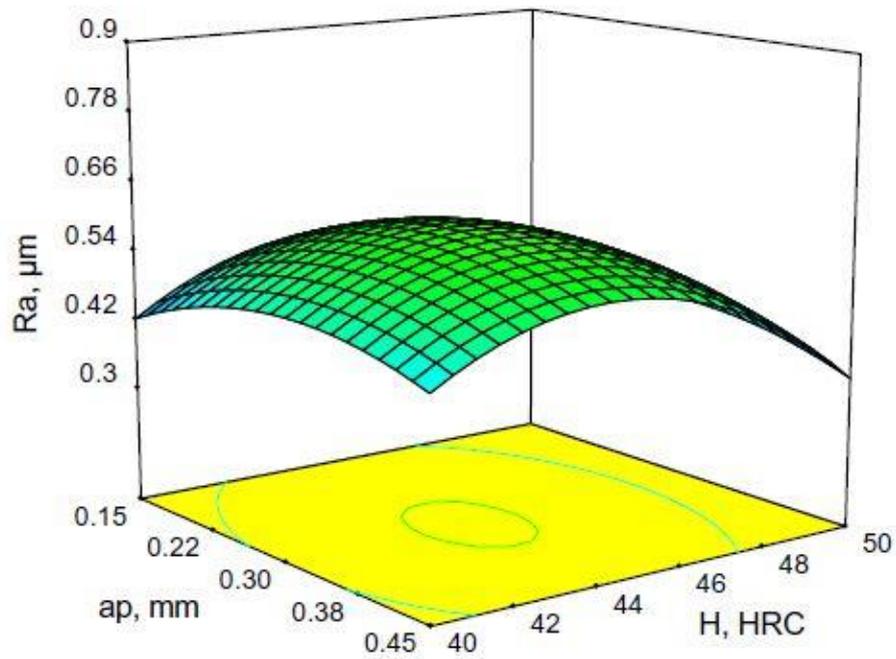
Gaitonde et al. [56] ont étudié l'influence des paramètres de coupe sur la température, la rugosité de surface et les efforts de coupe lors du fraisage de l'acier *AISI D2* en utilisant la méthode de surface de réponse (*MSR*), ils ont trouvé que la rugosité de surface a une plus grande sensibilité à l'avance par dent pour la gamme de  $0.2$  à  $0.4$  mm/dent. une combinaison de faible vitesse de coupe, l'avance par dent et la profondeur de coupe sont essentielles pour minimiser les efforts de coupe.

Cakir et al. [57] ont étudié les effets des paramètres de coupe et les revêtements sur la rugosité de surface lors du tournage de l'acier *AISI P20*. L'étude a montré que l'avance par tour influe fortement sur la rugosité de surface, les valeurs obtenues par des plaquettes avec revêtement *PVD* sont les plus bas par rapport à les plaquettes avec revêtement *CVD*. Après validation des modèles mathématiques l'erreur moyenne totale a été déterminée à  $4.2\%$  et  $5.2\%$  pour la plaquette avec revêtement *CVD* et la plaquette avec revêtement *PVD*, respectivement, ce qui prouve la fiabilité des équations établies.

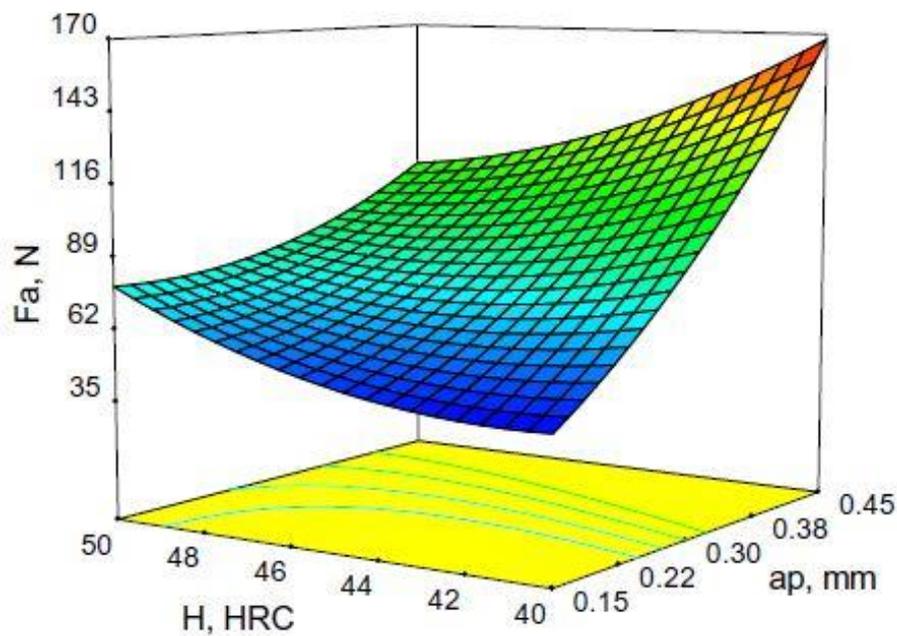
Bouacha et al. [58] ont utilisés *L'ANOVA* pour déterminer l'influence des paramètres de coupe et la méthode de surface de réponse (*MSR*), les réponses sont la rugosité de surface et les efforts de coupe lors du tournage dur de l'acier *AISI 52100* par un outil *CBN*. Ils ont trouvé que l'avance par tour est le paramètre le plus influent sur la rugosité de surface, la profondeur de coupe affecte fortement sur les efforts de coupe, les valeurs optimaux de réglage des paramètres de coupe sont les suivantes ( $V_c = 246$  m/min,  $f = 0.08$  mm/tr,  $a_p = 0.15$  mm).

Aouici et al. [59] ont étudié l'influence des paramètres de coupe et la dureté de la pièce usinée sur la rugosité de surface et les efforts de coupe dans le tournage dur de l'acier *AISI H11* par un outil *CBN*, l'analyse de variance (*ANOVA*) a été effectuée pour déterminer ces effets, la méthode surface de réponse (*MSR*) utilisé pour modéliser les réponses, les résultats montrent que les efforts de coupe sont influencés principalement par la profondeur de coupe et la dureté, la rugosité de surface est statistiquement influencé par l'avance par tour et la dureté, la meilleure rugosité de surface a été atteinte au niveau de l'avance par tour la plus faible et la vitesse de coupe la plus élevée. La figure I.34 montre la surface de réponse estimée pour la rugosité de surface ( $R_a$ ) en fonction de la dureté de la pièce ( $H$ ) et de la profondeur de coupe ( $a_p$ ), tandis que la vitesse de coupe ( $V_c$ ) et l'avance par tour ( $f$ ) sont maintenues au niveau moyen. Comme on peut déduire de cette figure, la rugosité de surface ( $R_a$ ) n'est pas statistiquement significative. L'influence de la dureté ( $H$ ) de la pièce et de la profondeur de coupe ( $a_p$ ) sur la force axiale ( $F_a$ ) est décrite dans la figure. I.35. Les analyses précédentes ont montré que l'interaction de ( $H$ ) et de ( $a_p$ ) sont statistiquement significatives. On conclut que plus la dureté de la pièce est faible et plus la profondeur de coupe est faible, plus la force

axiale est faible.



**Figure I.34** : Effet de la dureté de la pièce et de la profondeur de coupe sur la rugosité de surface  $Ra$  ( $V_c = 180 \text{ m/min}$ ,  $f = 0.12 \text{ mm/tr}$ ) [59].

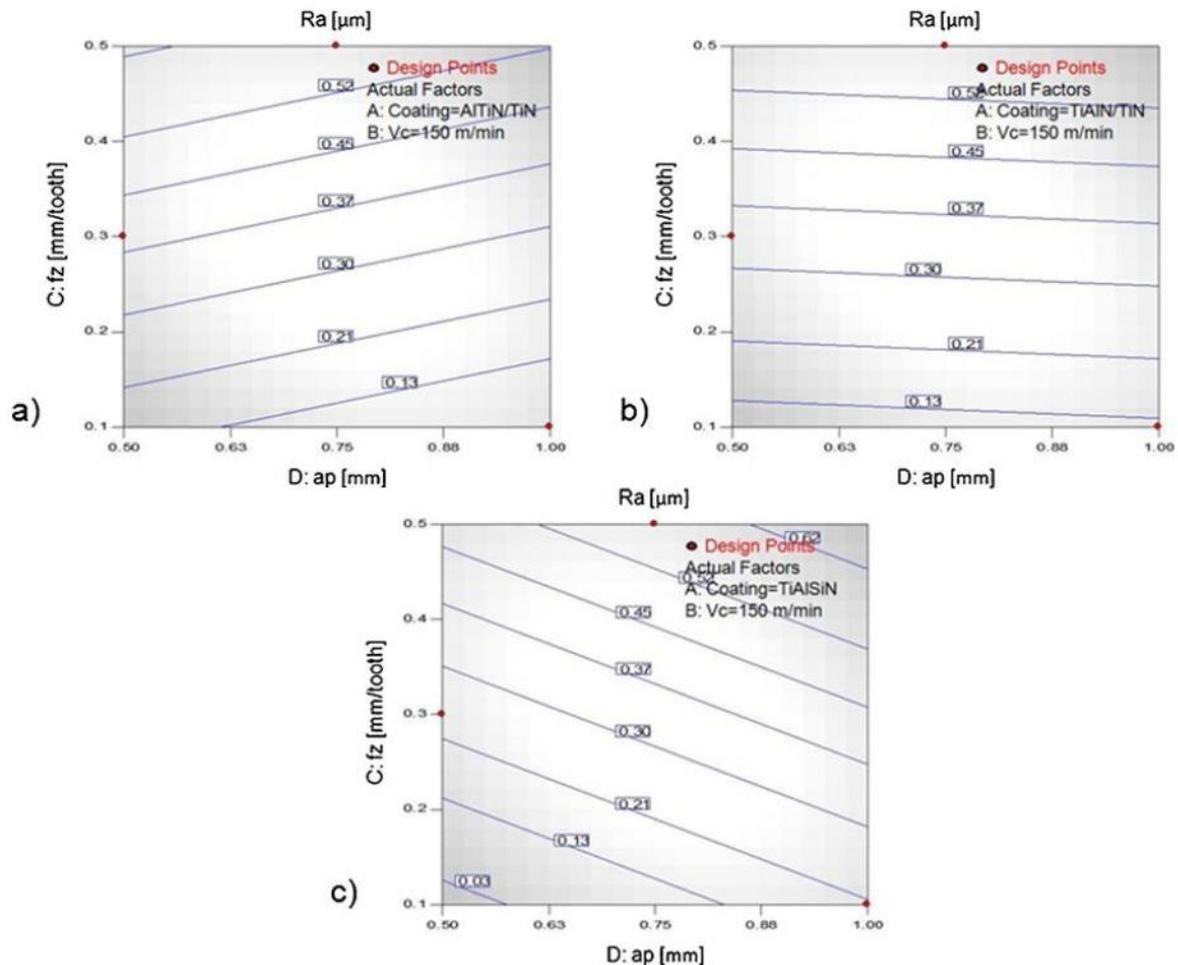


**Figure I.35** : Effet de la dureté de la pièce et de la profondeur de coupe sur la force axiale  $F_a$  ( $V_c = 180 \text{ m/min}$ ,  $f = 0.12 \text{ mm/tr}$ ) [59].

Panda et al. [60] ont étudié l'usinabilité de l'acier *AISI 52100* durci à l'aide d'un outil en carbure cimenté non revêtu dans le tournage, sur la base de la méthode Taguchi *L16*, le modèle a été vérifié à l'aide de l'analyse de variance (*ANOVA*). Ils ont observé que les plaquettes en carbure cimenté non revêtu donnent de bons résultats à certains essais 1, 5 et 9. Ces résultats démontrent sa faisabilité pour les applications de tournage dur, ce qui indique son potentiel à des vitesses de coupe plus élevées allant de 70 à 150 *m/min*, mais à des avances par tour plus faibles (0.04 *mm/tr*).

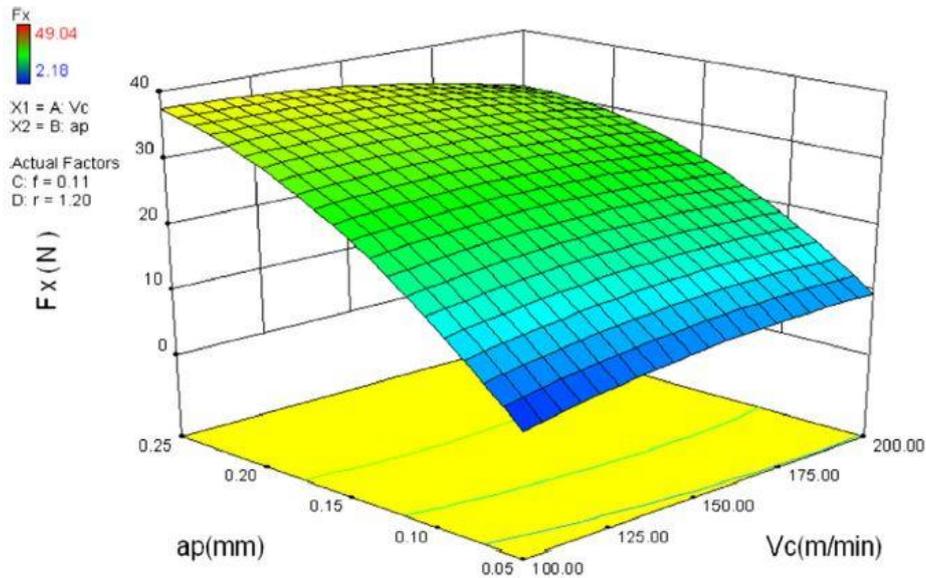
Ding et al. [61] ils ont étudié expérimentalement les effets des paramètres de coupe sur les efforts de coupe et la rugosité de surface lors du fraisage dur de l'acier *AISI H13*. Ils ont observé que la profondeur de coupe axiale et l'avance par dent sont les deux paramètres de coupe dominants qui affectent les efforts de coupe, les efforts de coupe minimales peuvent être atteints la combinaison suivante de paramètres de coupe:  $V_c=140$  *m/min*,  $f_z=0.04$  *mm/dent*,  $a_e=0.5$  *mm*, et  $a_p=1.0$  *mm*, la rugosité  $R_a$  de surface fraisée peut atteindre moins de 0.25  $\mu\text{m}$ , ce qui justifie que le fraisage dur peut remplacer la rectification comme un processus de semi-finition au moins.

Çalışkan et al. [62] ils ont étudié expérimentalement sur la base de la méthode surface de réponse (*MSR*) l'influence du revêtement, la vitesse de coupe, l'avance par dent et la profondeur de coupe sur les efforts de coupe et la rugosité de surface ( $R_a$ ) en fraisage dur de l'acier *AISI O2* (~ 61 *HRC*). L'influence de l'interaction entre le type de revêtement et la profondeur de coupe sur la rugosité de surface est représentée par des courbes de niveau sur la figure I.36. Selon ces courbes de niveau de la rugosité de surface dans le plan de l'avance par dents et de la profondeur de coupe à une vitesse de coupe de 150 *m/min* pour des outils revêtus de nanocouches *AlTiN/TiN*, *TiN/TiAlN* et de nanocomposites multicouches *TiAlSiN/TiSiN/TiAlN*, la rugosité de surface minimale avec un outil revêtu de nanocouches *AlTiN/TiN* peut être atteinte lorsque l'avance par dents est faible (0.1 *mm/dent*) et la profondeur de coupe est élevée (1 *mm*), tandis que dans le cas de l'outil multicouche nanocomposite à revêtement *TiAlSiN/TiSiN/TiAlN*, la rugosité de surface minimale peut être atteinte lorsque l'avance par dents (0.1 *mm/dent*) et la profondeur de coupe (0.5 *mm*) sont faibles.

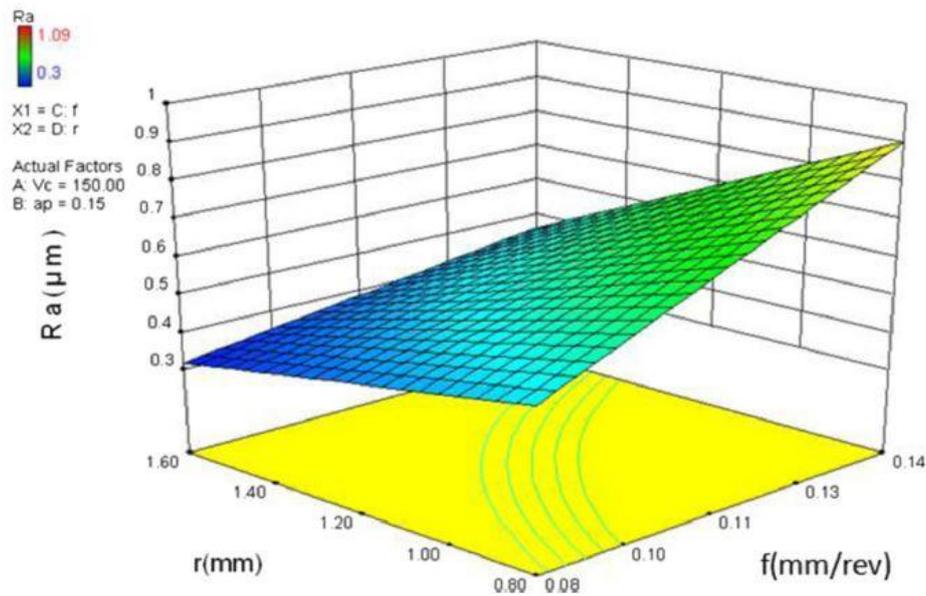


**Figure I.36 :** Contours de la rugosité de surface ( $Ra$ ) dans le plan de l'avance par dents ( $fz$ ) et de la profondeur de coupe ( $ap$ ) à une vitesse de coupe ( $V_c = 150$  m/min) pour les nanocouches  $AlTiN/TiN$  (a),  $TiN/TiAlN$  (b), et un outil multicouche nanocomposite revêtu de  $TiAlSiN/TiSiN/TiAlN$  (c) [62].

Meddour et al. [63] ont étudiés les efforts de coupe et la rugosité de surface pendant le tournage dur de l'acier *AISI 52100* en utilisant un outil en céramique. L'optimisation des efforts de coupe et de la rugosité de surface est réalisée à l'aide du *MSR*, cela dépend de combinaisons des facteurs suivantes :  $a_p = 0.05$  mm,  $f = 0.09$  mm/tr,  $r = 1.6$  mm, et  $V_c$  compris entre  $115.40$  et  $118.29$  m/min. L'évolution de la force d'avance  $F_x$  en fonction de la profondeur de coupe et de la vitesse de coupe est représentée sur la figure I.37. Elle montre que la force d'avance est considérablement influencée par la profondeur de coupe, mais lorsque la vitesse de coupe augmente, cette influence est réduite. La figure I.38 montre bien que l'utilisation d'une petite avance par tour et d'un grand rayon de bec donne la plus faible rugosité de surface  $Ra$ .



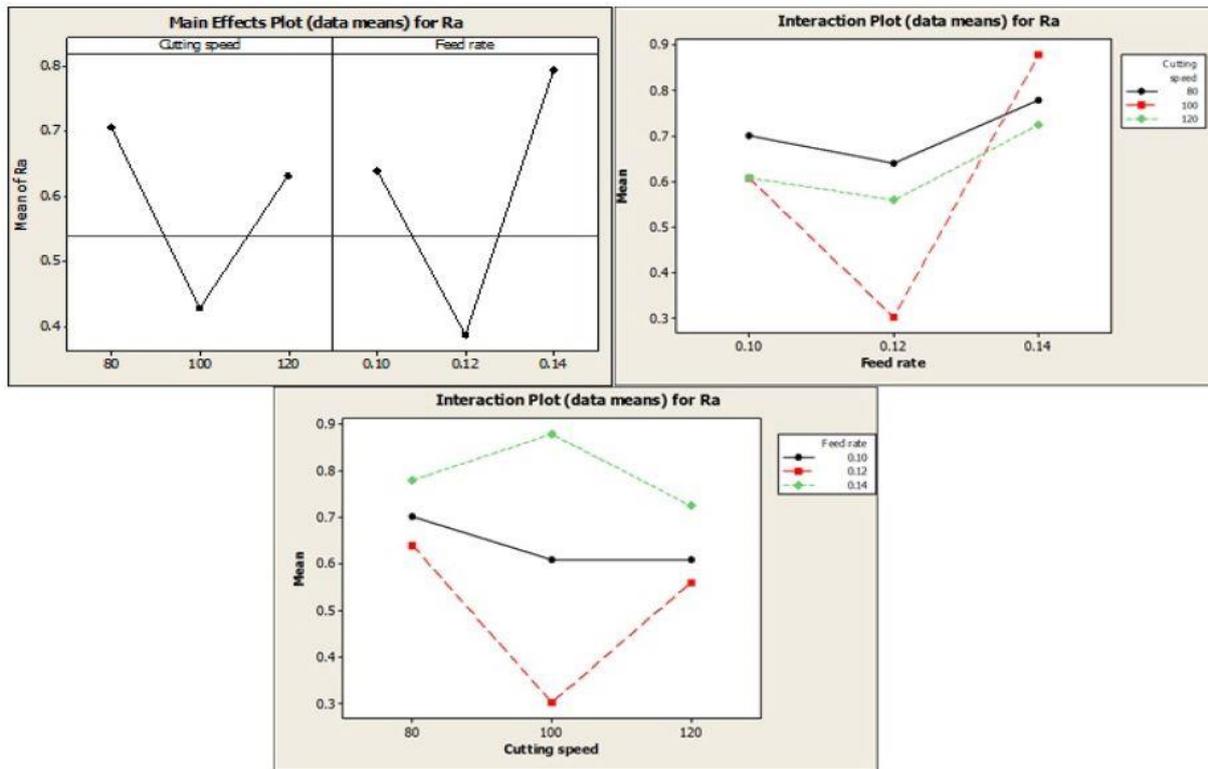
**Figure I.37** : Effet de la profondeur de coupe et de la vitesse de coupe sur la force d'avance  $F_x$  [63].



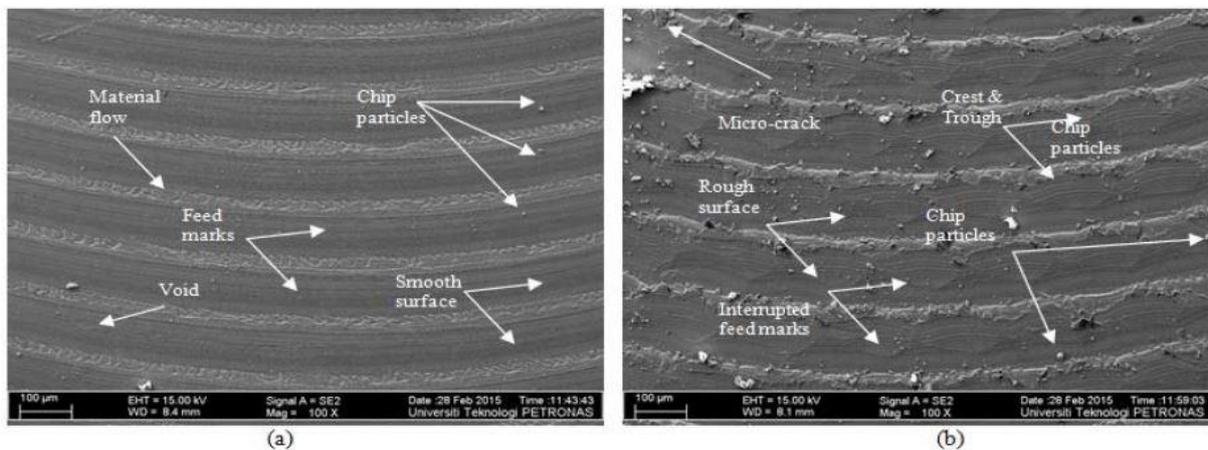
**Figure I.38** : Effet du rayon du bec de l'outil et de l'avance par tour sur la rugosité de surface  $R_a$  [63].

Yasir et al. [64] ont étudié l'influence des paramètres de coupe sur la topographie de la surface lors du fraisage en bout de l'acier inoxydable *AISI 316L*. Ils ont utilisé (*MSR*) pour prédire la rugosité de surface  $R_a$ . Ils ont constaté que l'avance par dent est le principal facteur affectant la rugosité de surface tandis que la vitesse de coupe a une influence négligeable (Fig. I.39). En outre, ils ont indiqué que les micro-copeaux apparaissent à une avance par dents plus élevée,

ce qui entraîne une mauvaise rugosité de surface (Fig. I.40).



**Figure I.39** : Graphiques des effets principaux et des effets d'interaction pour les paramètres de rugosité de surface ( $Ra$ ) [64].



**Figure I.40** : Micrographies SEM de la surface fraisée en bout de l'acier inoxydable AISI 316L  
a)  $V_c = 100$  m/min,  $f_z = 0.12$  mm/dent et b)  $V_c = 100$  m/min,  $f_z = 0.14$  mm/dent [64].

Kıvık. [65] a utilisé la méthode Taguchi pour optimiser la rugosité de surface et l'usure en dépouille des plaquettes revêtues par PVD ( $TiAlN$ ) et CVD ( $TiCN/Al_2O_3$ ) lors du fraisage à sec de l'acier au manganèse-chrome d'une nuance GX120Mn14. L'analyse ANOVA du plan de Taguchi L18 adopté a montré que l'avance par dent est le paramètre déterminant sur

l'évolution de la rugosité (Fig. I.41) et la vitesse de coupe affecte considérablement l'usure de l'outil (Fig. 42). Un modèle de régression linéaire quadratique est appliqué. Les résultats des essais ont montré que la méthode Taguchi a été très efficace dans l'optimisation des paramètres d'usinage.

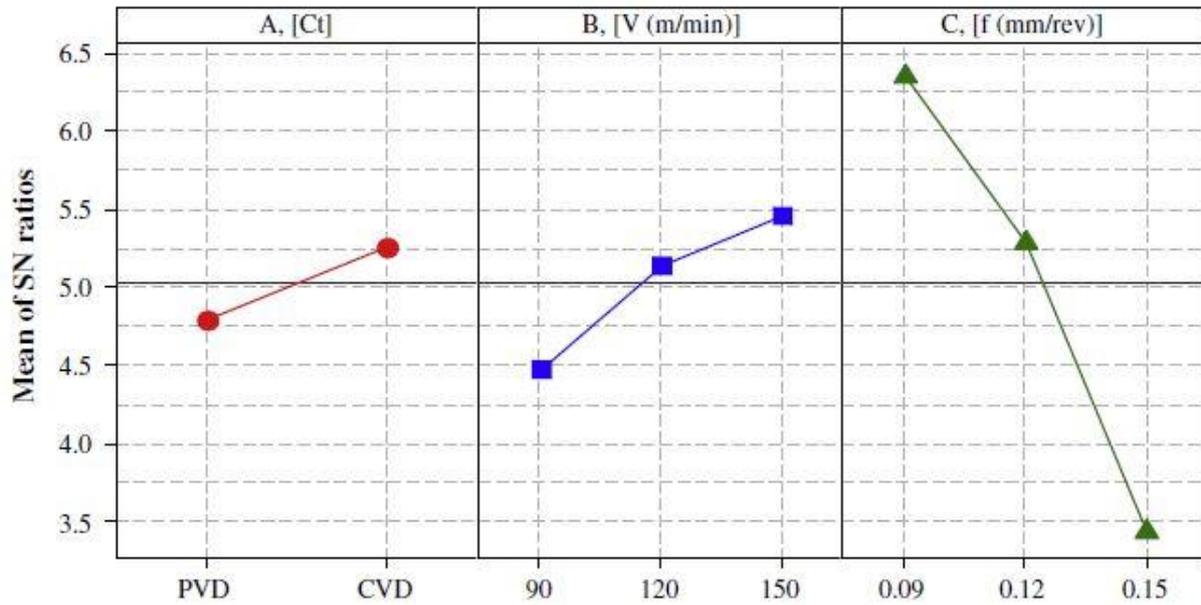


Figure I.41 : Effet des paramètres du processus sur le rapport  $S/N$  moyen pour  $Ra$  [65].

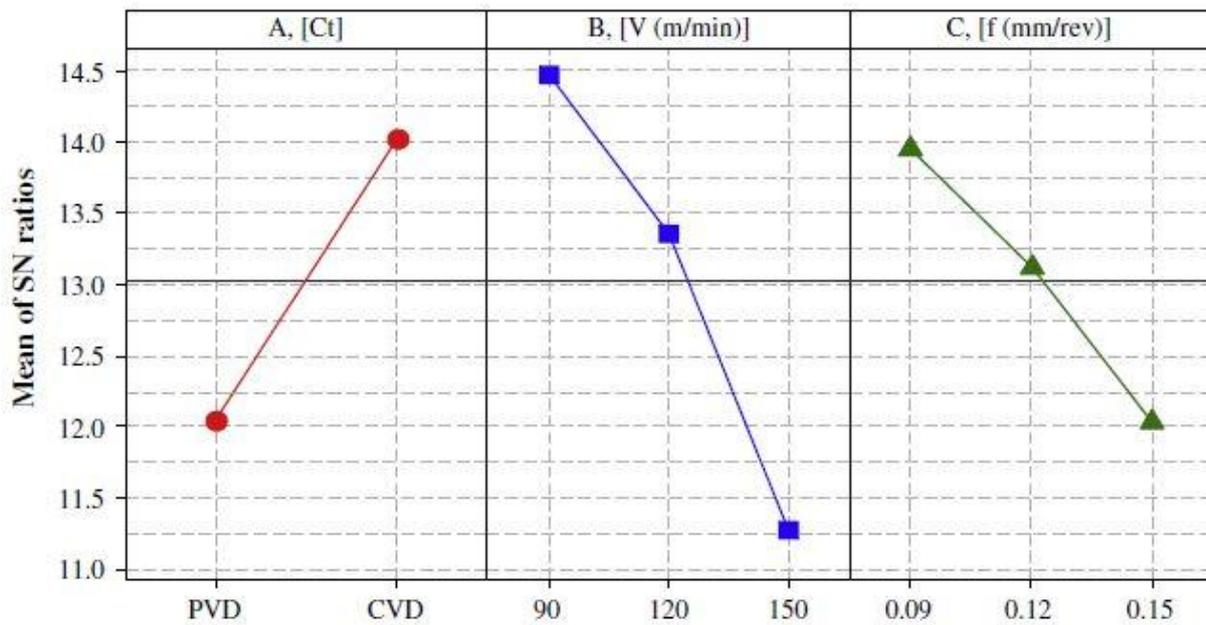
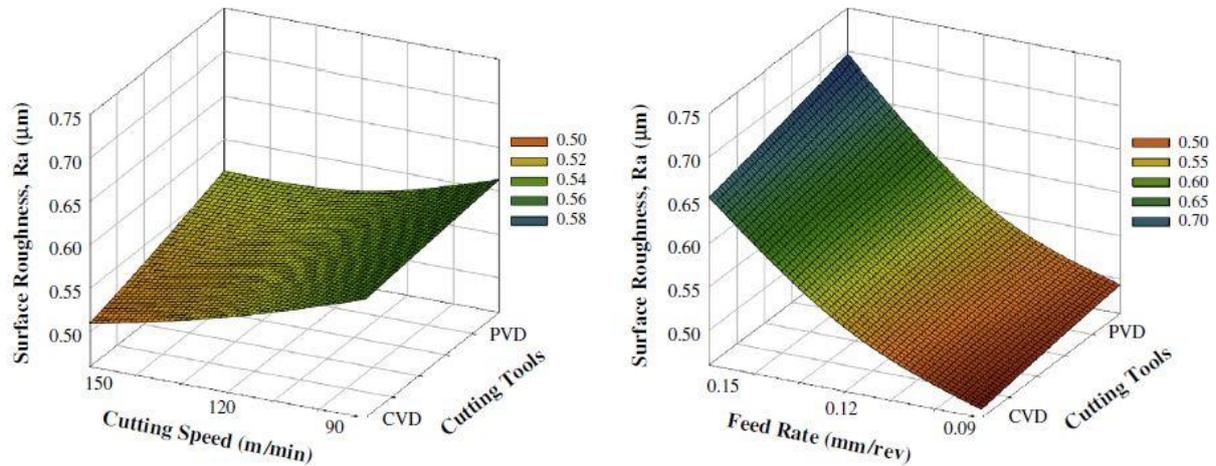
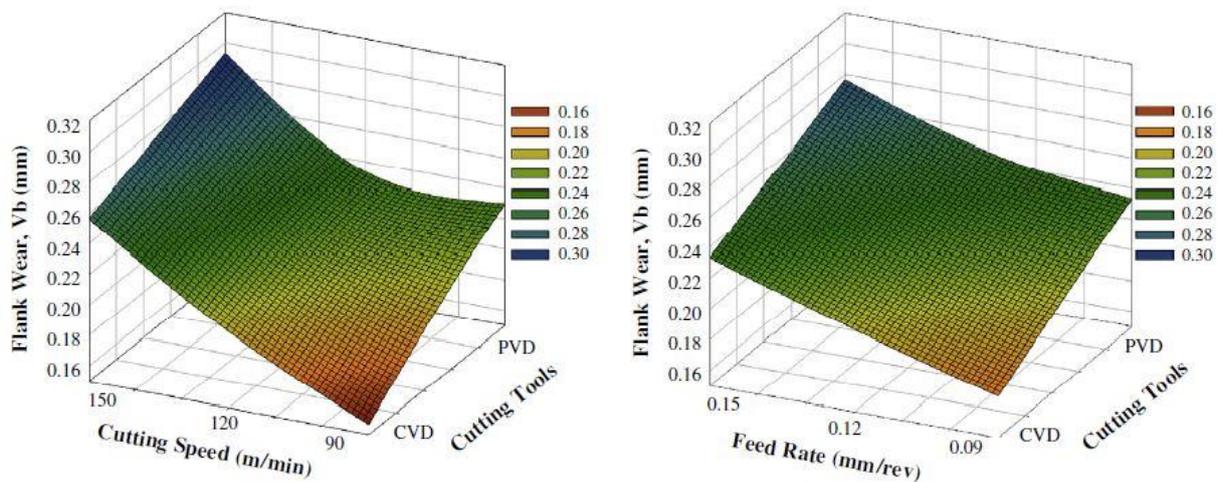


Figure I.42 : Effet des paramètres du processus sur le rapport  $S/N$  moyen pour  $V_B$  [65].

Les changements dans la rugosité de surface et l'usure en dépouille qui ont été obtenus comme résultat de l'étude expérimentale sont vus dans les Figures I.43 et I.44 respectivement. Selon la différence de l'outil de coupe, il n'y a pas eu beaucoup de changement dans les valeurs de rugosité de surface. Cependant, en ce qui concerne l'usure en dépouille, l'outil revêtu par *CVD* a montré un avantage par rapport à l'outil revêtu par *PVD*. Les plaquettes en carbure revêtues par *CVD* ( $TiCN/Al_2O_3$ ) ont montré de meilleures performances et pourraient être recommandées pour le fraisage de l'acier testé.

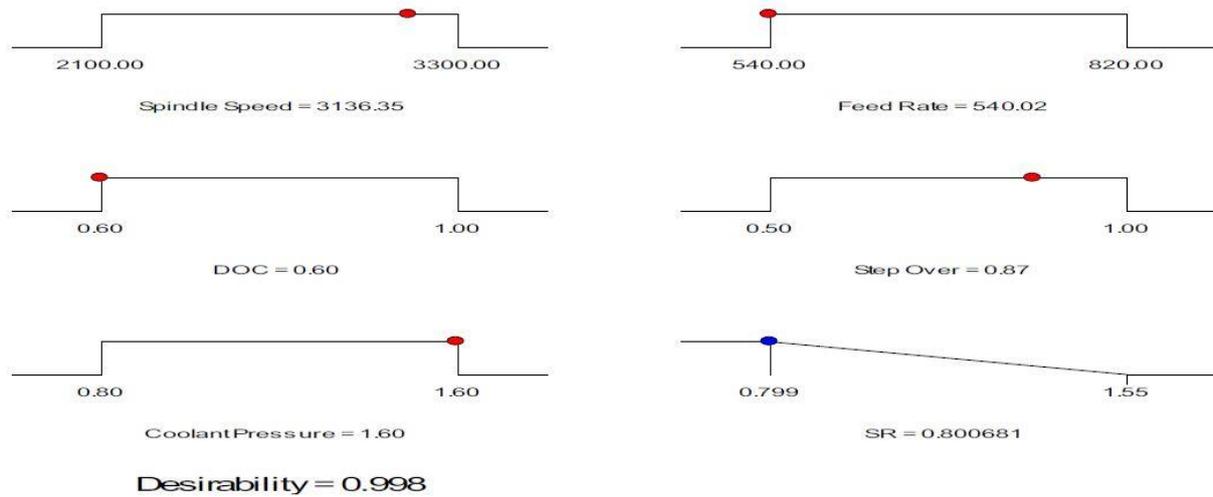


**Figure I.43** : Effet des paramètres de coupe sur la rugosité de surface  $Ra$  [65].



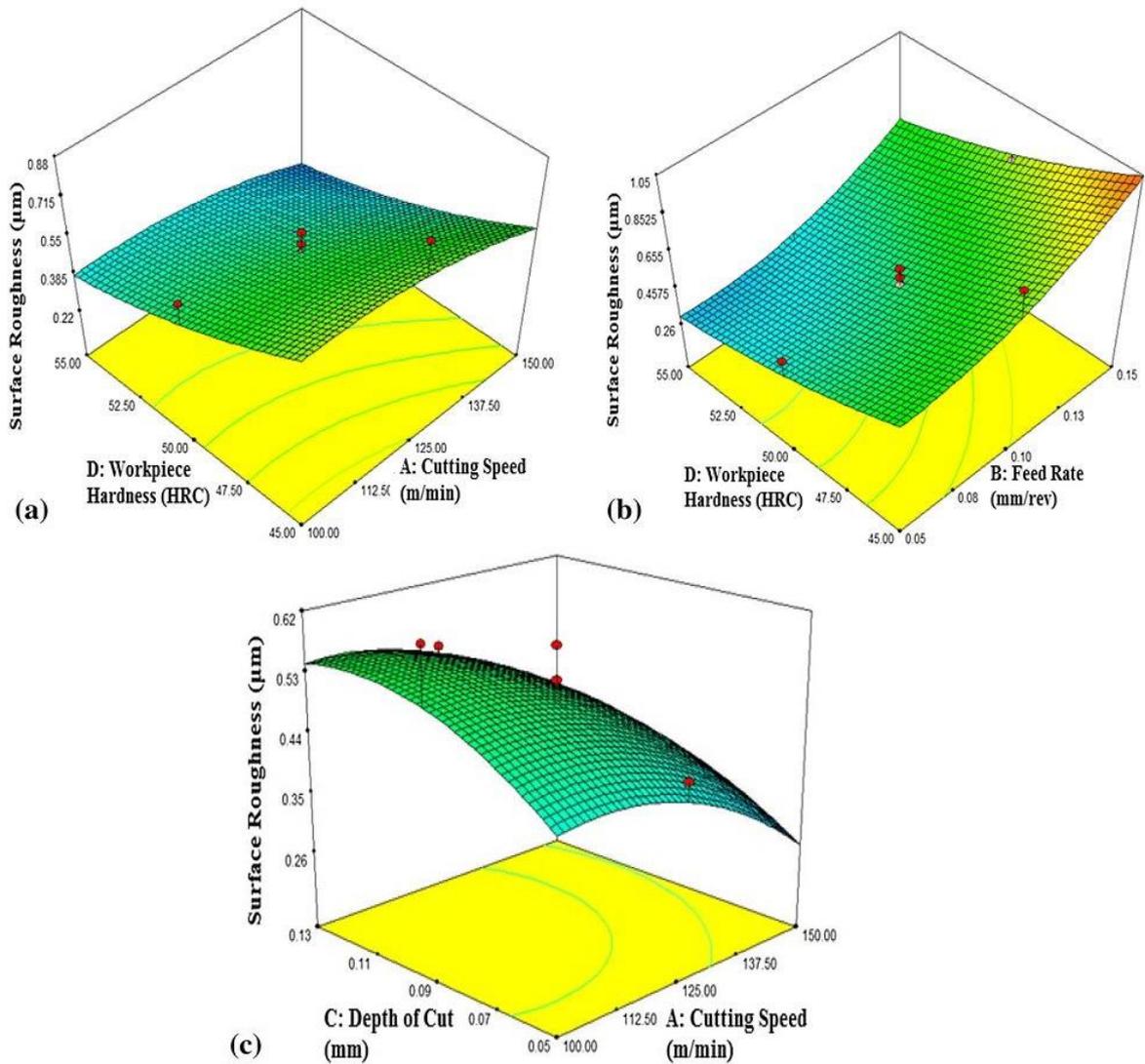
**Figure I.44** : Effet des paramètres de coupe sur l'usure en dépouille  $V_B$  [65].

Chahal et al. [66] ont étudié l'usinage dur de l'acier à outils *AISI H11* avec une fraise en carbure revêtue de titane. Ils ont basé leur étude sur la méthode *MSR* pour évaluer l'usinabilité en termes de rugosité de surface. Les résultats obtenus montrent que le modèle mathématique est utile non seulement pour prédire les paramètres optimaux du processus pour atteindre la qualité désirée, également pour réaliser l'optimisation du processus (Fig. I.45).



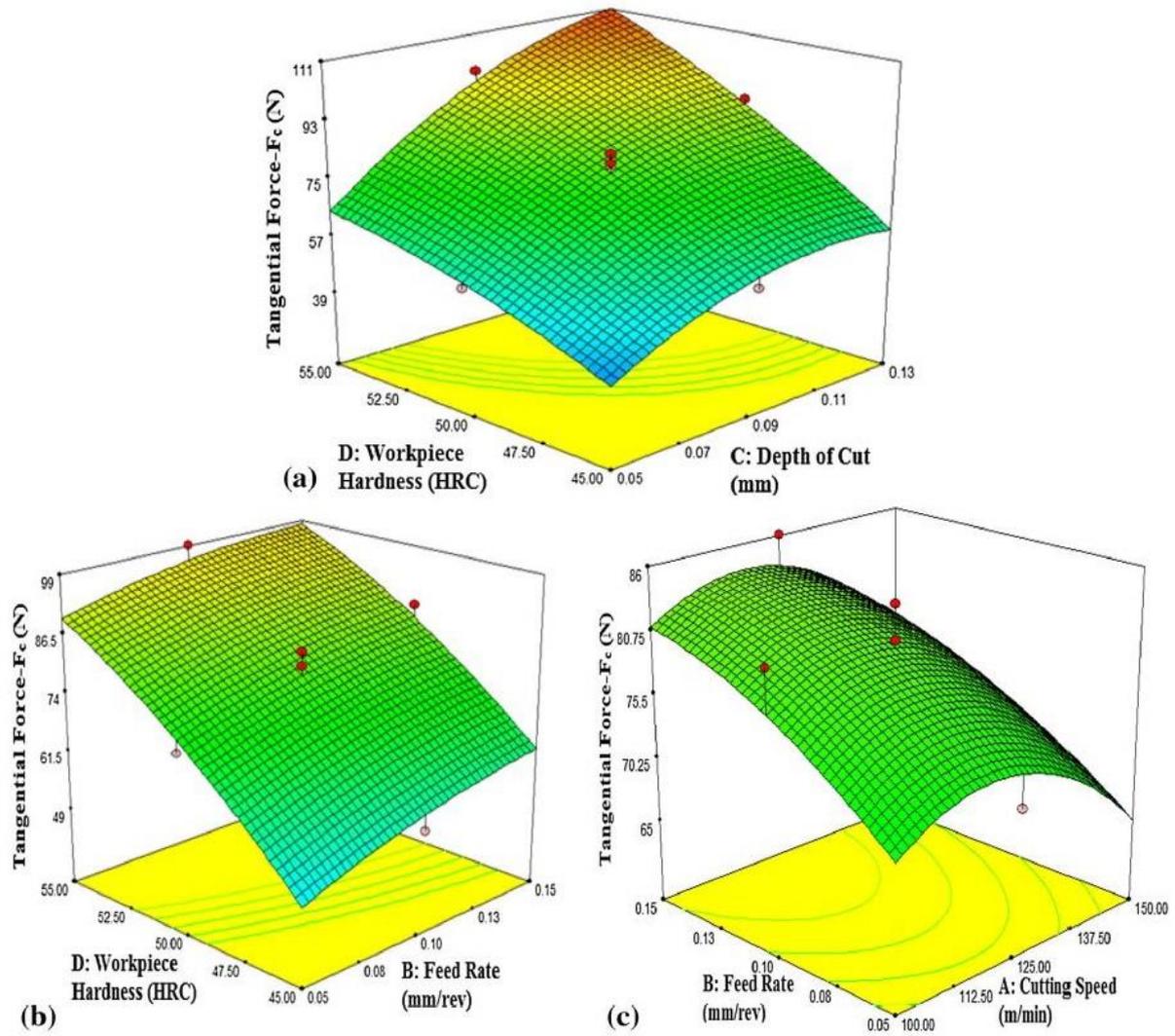
**Figure I.45 :** Graphique de la solution la plus désirable pour la rugosité de surface [66].

Kumar et al. [67] examiné les effets des paramètres d'usinage, y compris la dureté de la pièce dans une gamme de 45-55 HRC, sur les efforts de coupe ( $F_c$  et  $F_t$ ), la rugosité de surface ( $R_a$ ) et la température de l'arête de coupe ( $T$ ) dans le tournage dur de finition de l'acier à outils de l'AISI H13 avec des plaquettes CBN. ils ont trouvé des valeurs optimales des conditions de coupe sont atteintes avec la fonction de désirabilité globale. Les conditions de coupe optimales pour la rugosité de surface, la force tangentielle, la force de poussée et la température de la pointe de l'outil sont dans la région de la vitesse de coupe  $V_c = 149.9 \text{ m/min}$ , la profondeur de coupe  $a_p = 0.05 \text{ mm}$ , l'avance par dent  $f = 0.06 \text{ mm/tr}$  et la dureté de la pièce  $D = 45 \text{ HRC}$ . L'étude a montré que la dureté de la pièce était le paramètre le plus influent pour toutes les réponses. Les résultats ont révélé qu'il y a une diminution de la rugosité de surface lorsque la dureté de la pièce augmente. Pour une dureté de pièce inférieure (45 HRC), la rugosité de surface ( $R_a$ ) est presque 2 à 3 fois plus élevée que la rugosité de surface pour une dureté de pièce supérieure (55 HRC) et varie de 0.14 à 1.17  $\mu\text{m}$  (Fig. I.46).

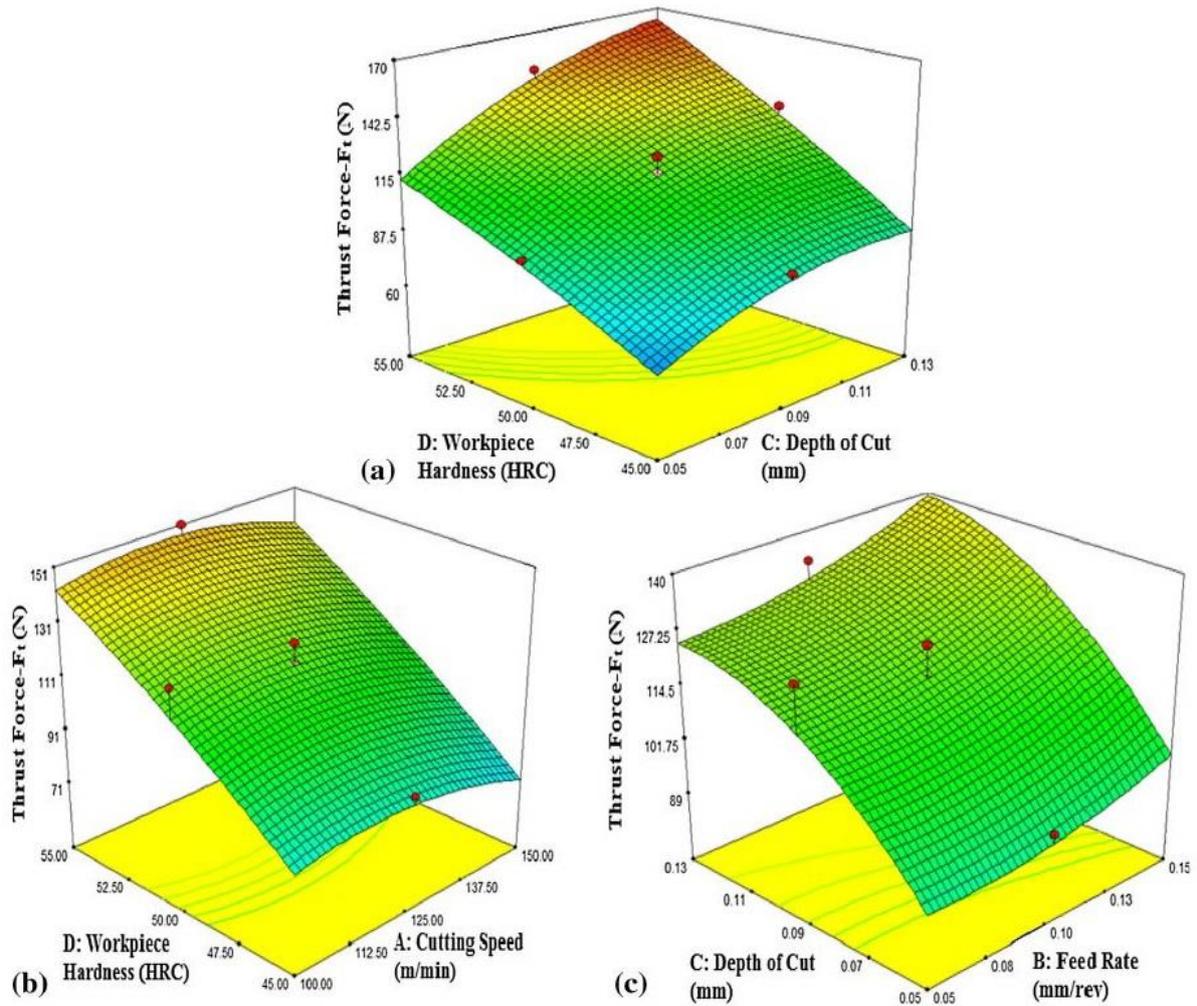


**Figure I.46 :** a) Effet de la vitesse de coupe ( $A$ ) et de la dureté du matériau ( $D$ ) sur la rugosité de surface ( $R_a$ ); b) Effet de l'avance par tour ( $B$ ) et de la dureté du matériau ( $D$ ) sur la rugosité de surface ( $R_a$ ); c) Effets du profondeur de coupe ( $C$ ) et de la vitesse de coupe ( $A$ ) sur la rugosité de surface ( $R_a$ ) [67].

Les figures I.47 et I.48 montrent les effets de la dureté et les paramètres de coupe sur l'effort tangentiel de coupe ( $F_c$ ) et l'effort tangentiel d'avancement ( $F_t$ ), respectivement. L'effort tangentiel d'avancement ( $F_t$ ) a été observée au moins 1.34-2.04 fois plus élevée que l'effort tangentiel de coupe ( $F_c$ ). La profondeur de coupe et la dureté de la pièce sont les paramètres les plus dominants pour l'effort tangentiel de coupe ( $F_c$ ) et l'effort tangentiel d'avancement ( $F_t$ ).



**Figure I.47 :** a) Effet de la dureté de la pièce ( $D$ ) et la profondeur de coupe ( $C$ ) sur l'effort tangentiel de coupe ( $F_c$ ). b) Effet de la dureté de la pièce ( $D$ ) et de l'avance par tour ( $B$ ) sur l'effort tangentiel de coupe ( $F_c$ ). c) Effet de la vitesse de coupe ( $A$ ) et de l'avance par tour ( $B$ ) sur l'effort tangentiel de coupe ( $F_c$ ) [67].



**Figure I.48 :** a) Effet de la dureté du matériau ( $D$ ) et de profondeur de coupe ( $C$ ) sur l'effort tangentiel d'avancement ( $F_t$ ). b) Effet de la dureté du matériau ( $D$ ) et de la vitesse de coupe ( $A$ ) sur l'effort tangentiel d'avancement ( $F_t$ ). c) Effets de profondeur de coupe ( $C$ ) et de l'avance par tour ( $B$ ) sur l'effort tangentiel d'avancement ( $F_t$ ) [67].

Azizi et al. [68] ont étudié l'usinabilité par le tournage dur de l'acier *E19* avec des outils de coupe en carbure revêtus. Sur la base de l'optimisation des paramètres d'usinage pour atteindre les paramètres technologiques désirables tels que la rugosité de surface, la vibration radiale de l'outil et le taux d'enlèvement de matière, en utilisant la méthodologie de surface de réponse (*MSR*). Le graphique de solution de la figure I.49 montre que la valeur des paramètres d'usinage ( $V_c$ ,  $f$  et  $ap$ ) pour obtenir une solution optimale.

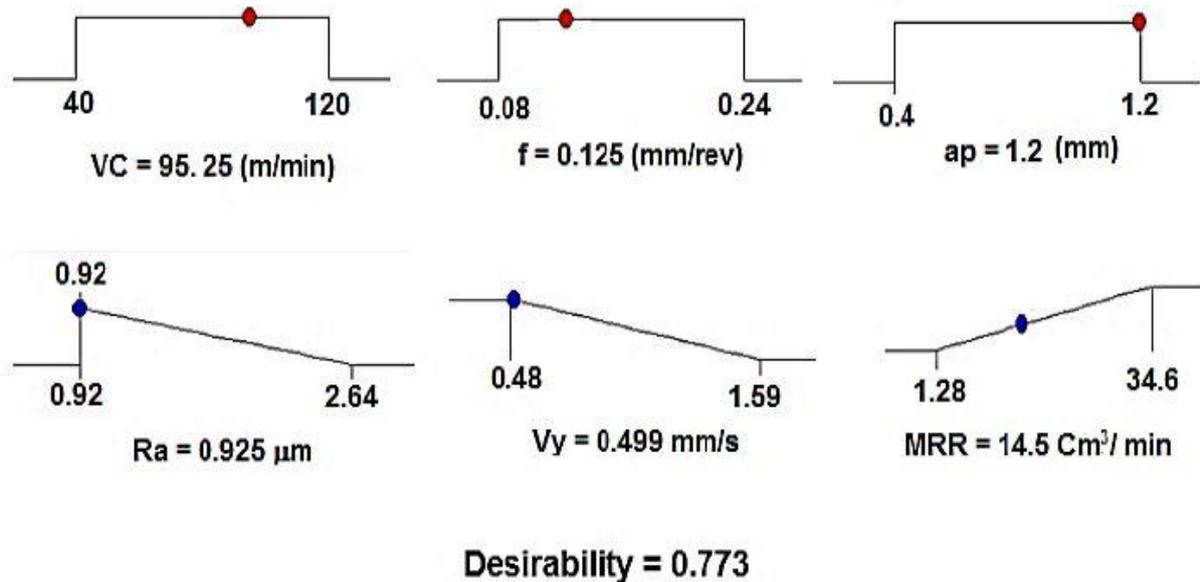


Figure I.49 : Graphique de la solution la plus désirable [68].

### I.11. Conclusion du chapitre I

Dans ce chapitre, certaines définitions, des rappels sur l'usinabilité, identification le domaine d'application des aciers choisies de cette étude avec une présentation quelques microstructures et leurs traitements thermiques nécessaires. Par la suite, une synthèse et analyse bibliographique des travaux relatifs à notre travail ont été présentées. Ce chapitre est divisé en trois parties, la première expose un état de l'art sur l'usinabilité des aciers durcis. La deuxième partie de cette étude traite l'état de l'art sur l'influence des traitements thermiques des aciers sur l'usinabilité. La troisième partie traite l'état de l'art sur l'analyse statistique et optimisation des conditions de coupe des aciers durcis. A cet effet, nous avons présenté un résumé sur les différents travaux scientifiques de recherche publiés sur la base d'application de l'usinage dur et le critère d'évaluation de l'usinabilité des aciers avec réduction des coûts de production par la suppression des opérations de rectification, l'effet des traitements thermiques sur la microstructure et sur l'usinabilité, ainsi que la modélisation et l'optimisation des paramètres technologiques (l'usure, la rugosité de surface, les efforts de coupe,...). Le prochain chapitre présente le développement de la stratégie expérimentale et l'ensemble des outils mis en œuvre pour une approche expérimentale méthodique et scientifique.

## **CHAPITRE II**

# **Développement de la stratégie expérimentale**

## II.1. Introduction

Le principal défi des matrices et des moules dans l'adaptation de l'usinage dur sur une machine-outil universelle est de sélectionner le bon outil de coupe offrant une meilleure durée de vie et une haute précision d'usinage, principalement en raison de la gamme de dureté requise. Les essais d'usinage sur deux aciers à traitements thermiques *AISI D3* et *AISI 52100*, sur lesquelles va porter notre étude, ont été réalisés au niveau des ateliers du laboratoire de technologie avancée en production mécanique du département de génie mécanique à l'université Badji Mokhtar de Annaba.

Ce chapitre se décompose de trois parties. La première partie présente la stratégie d'évaluation rapide de l'usinage de l'acier *AISI D3* durci avec l'identification des étapes nécessaires et les moyens techniques, ainsi que leurs différentes caractérisations et les analyses techniques comme l'analyse chimique de l'acier. Nous avons effectué cette analyse au niveau de laboratoire à l'entreprise *ETRAG*. Ensuite la deuxième partie présente les caractéristiques des équipements utilisés pour l'approche métallurgique, pour la métallographie et pour l'usinage de l'acier *AISI D3* traitée et non traitée thermiquement. Enfin la troisième partie expose les procédures expérimentales pour l'optimisation des conditions de coupe de l'acier *AISI 52100* durci. Les essais ont été réalisés conformément à la méthode de planification des expériences pour l'acier à l'état de livraison et à l'état traité.

## II.2. Stratégie d'évaluation rapide de l'usinage de l'acier AISI D3 durci

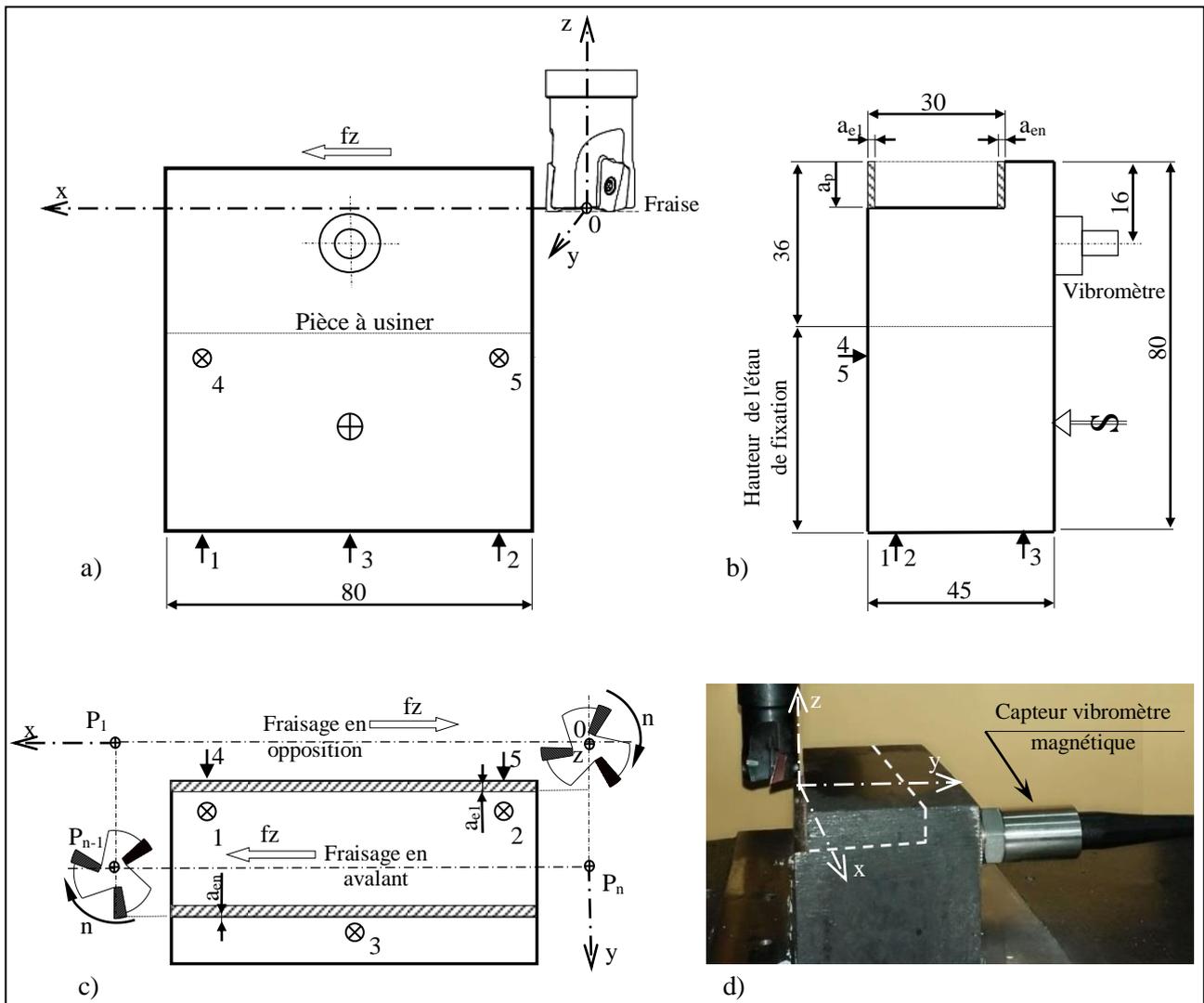
La présente stratégie est développée afin de surmonter ce défi en se basant sur le potentiel de l'usinage industriel, des directives des fabricants d'outils de coupe et des recommandations de la littérature. La stratégie est donc composée de 5 étapes successives.

- ✓ Etape 1 : Analyse des performances du système de coupe
- ✓ Etape 2 : Sélection des paramètres de coupe
- ✓ Etape 3 : Processus de durcissement de la pièce à usiner
- ✓ Etape 4 : Mesure des réponses de sortie (usure, rugosité et vibrations)
- ✓ Etape 5 : Définition d'un plan expérimental

### II.2.1. Étape 1 : Analyse des performances du système de coupe

Les matrices et les moules en acier trempé sont utilisés dans le processus de formage pour produire des pièces conçues pour des fonctionnalités spécifiques. Leur rénovation ou la fabrication de nouvelles pièces dépend du processus de fabrication. Généralement, dans les industries de formage, le processus de fabrication repose sur l'usinage à l'aide de machines-outils classique. Le système de coupe se compose donc d'une machine-outil, l'ébauche de l'outil de formage et l'outil de coupe. Les performances du système de coupe sont alors attribuées d'une part à la précision dimensionnelle, à la rugosité de la surface usinée et d'autre part au nombre d'outils de coupe consommés.

Dans le présent travail, l'étude a été menée sur une fraiseuse verticale universelle rigide de 4.5 kW de type 6H11 avec une fréquence de rotation maximale de 1800 tr/min. La figure II.1 montre la disposition schématique du système d'usinage d'épaulement. Les ébauches sont découpées à une longueur de 45 mm dans une barre de longueur section carrée de (80×80) mm<sup>2</sup>. Le fraisage de l'épaulement en opposition et en avalant a été effectué tout le long de l'axe transversal X en adoptant une trajectoire d'outil en zigzag sur les 2/3 de la largeur de la pièce en direction Y pour assurer le maintien en position correcte du vibromètre de type VM-6360. Trois paramètres de réponse principaux sont alors mesurés, à savoir, l'usure de l'outil, la rugosité de la surface usinée et les vibrations prélevées sur la matière à usiner (Figure II.1).



**Figure II.1** : Disposition schématique du système d'usinage de l'épaulement ; a) Vue de face (profondeur axiale  $a_p$ ); b) Vue de profil (profondeur radiale incrémentielle  $a_e$ ) ; c) Vue de dessus (parcours de la fraise en zigzag); d) Photo du système de coupe.

### II.2.2. Étape 2 : Sélection des paramètres de coupe

Les plaquettes de type Sandvick en carbure cémenté *GC1030* à revêtement *PVD (Ti, ALN)* sont conçues pour usiner l'acier trempé jusqu'à  $60\text{ HRC}$  avec une vitesse de coupe  $V_c$  de  $45\text{ m/min}$  et une avance par dent  $f_z$  dans une plage de  $0.05$  à  $0.15\text{ mm/dents}$ . Un porte-outil Sandvik Coromant Coromill® *R390-020A20-11M* de  $20\text{ mm}$  de diamètre a été utilisé pour supporter 3 plaquettes de type Sandvick *R390-11T3 08MPL1030*. Lors du réglage de  $a_p$  et  $a_e$ , la vitesse de coupe doit être calculée pour déterminer la fréquence de rotation réelle de la

broche. En fraisage d'épaulement ou périphérique, la profondeur de coupe axiale  $a_p$  peut être réglée jusqu'à 100 % de la longueur de la plaquette, tandis que la profondeur de coupe radiale  $a_e$  est l'engagement de travail à considérer pour le fraisage de finition ou d'ébauche.

Dans le cas présent, l'accent est mis sur le fraisage d'épaulement de finition. Par conséquent, les régimes de coupe ont été soigneusement sélectionnés en fixant d'une part une profondeur axiale de coupe élevée  $a_p = 9 \text{ mm}$  et une faible profondeur de coupe radiale  $a_e = 0.5 \text{ mm}$  correspondant respectivement à 90 % et 5 % de la longueur de la plaquette et d'autre part, en faisant varier la valeur de la vitesse de coupe et la dureté de la pièce, tout en fixant l'avance par dents  $f_z$  à une faible valeur de  $0.08 \text{ mm/dent}$ . Le tableau 1 illustre une liste de sélections des paramètres de coupe pour le fraisage d'épaulement de l'acier traité. La valeur de référence Coro Plus Guide  $V_c$  de  $52.2 \text{ m/min}$  est calculée pour une efficacité de 95 % de la machine-outil, ce qui signifie une efficacité de 100 %,  $V_c$  sera de  $56 \text{ m/min}$ . Cette dernière valeur représente la référence de la vitesse de coupe moyenne des valeurs de la plage de 40 à 70  $\text{m/min}$  qui doivent être autorisées à être utilisées pour le fraisage de l'acier durci à 64 HRC avec la plaquette en carbure cémenté GC1030 revêtue par PVD (Ti, ALN) en ce qui concerne la durée de vie de l'outil.

Il s'agit maintenant de sélectionner les paramètres de coupe adaptés à la fraiseuse verticale universelle rigide de type 6H11 pour l'usinage de l'acier durci. Pour un rendement de 95% de la machine, la vitesse de coupe de référence  $V_c$  de  $55 \text{ m/min}$  correspond à la fréquence de rotation de la broche,  $n$  de  $945 \text{ tr/min}$ . Alors que les paramètres de profondeur  $a_p$  et  $a_e$  ne changent pas, il a été décidé de sélectionner une valeur plus faible de  $f_z = 0.02 \text{ mm/dent}$  car, à des valeurs d'avance par dent plus faibles, la rugosité de surface devrait être meilleure comme le suggère la littérature [69]. Par conséquent, la sélection 1 doit être considérée comme la meilleure adaptation des paramètres de coupe pour étudier le fraisage d'épaulement de l'acier AISI D3 durci sur la machine de fraisage vertical de type 6H11 en utilisant la plaquette en carbure cémenté GC1030. Parallèlement, il est intéressant de découvrir la capacité de la machine en considérant la fréquence la broche la plus élevée,  $n$  de  $1800 \text{ tr/min}$ . Par conséquent, la sélection 2 : a été ajoutée où la vitesse de coupe s'est avérée être le double de celle de la sélection 1 dans le tableau II.1.

**Tableau II.1** : Sélection des paramètres de coupe pour le fraisage d'épaulement de l'acier *AISI D3* durci.

	Diam de l'outil	Nombre efficace des dents	Avance par dent	Profondeur de coupe axiale	Profondeur de coupe radiale	Vitesse de coupe	fréquence de la broche	Vitesse d'avance	Taux d'enlèvement de matière
Symboles	$D_T$	$Z$	$f_z$	$a_p$	$a_e$	$V_{c\ 95\%}^{**}$	$n$	$V_f$	$Q$
Unité	mm		mm/dent	mm	mm	m/min	tr/min	mm/min	cm <sup>3</sup> /min
Référence *	20	3	0.08	9	0.5	52.2	831	200	0.898
Sélection 1	20	3	0.02	9	0.5	56	945	56.7	0.225
Sélection 2	20	3	0.02	9	0.5	113	1800	108	0.486

\* Sélection de référence du CoroPlus ToolGuide de Sandvik Coromant.

\*\*  $V_{c95\%}$  est la vitesse de coupe correspondant à une efficacité de 95% de la machine.

### II.2.3. Étape 3 : Processus de durcissement de la pièce à usiner

Le matériau de la pièce à usiner, l'acier *AISI D3*, a été choisi, il se caractérise par haute teneur en carbone et en chrome, présentant une excellente résistance à l'usure par abrasion, une bonne stabilité dimensionnelle et une résistance élevée à la compression. La composition chimique spécifique en utilisant cette analyse par le spectromètre. Les résultats d'analyse sont illustrées par le tableau II.2.

**Tableau II.2 :** Composition chimique de l'acier *AISI D3*.

Éléments	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
Composition	1.99	0.23	0.26	0.021	0.004	12.25	0.076	0.017

Lors de l'usinage, la dureté est prise en considération pour le choix des paramètres de coupe et elle impacte de façon considérable la durée de vie de et la qualité de la surface usinée. La dureté souhaitée est obtenue par le processus de traitement thermique. Par conséquent, une gamme de dureté de 45 à 65 *HRC* a été obtenue par traitement thermique. Ce dernier a été effectué dans le four Nabertherm type *LH60/12*. Les 5 premières pièces ont été chauffées jusqu'à la température de trempe de 950°C pendant 106 min avant d'être refroidies dans un bain d'huile d'une température de chauffage entre 60°C et 80°C, suivi d'un revenu à des températures différentes (200°C, 300°C, 400°C, 500°C et 600°C) pendant 120 min. Il convient de préciser que les conditions des traitements thermiques ont suivi celles suggérées par le fournisseur de l'acier. Une mesure de dureté exploratoire pour chaque condition de traitement thermique a été effectuée en utilisant l'appareil de mesure de la dureté vickers modèle 8187.5 *LKV*.

### II.2.4. Étape 4 : Mesure des réponses de sortie (usure, rugosité et vibrations)

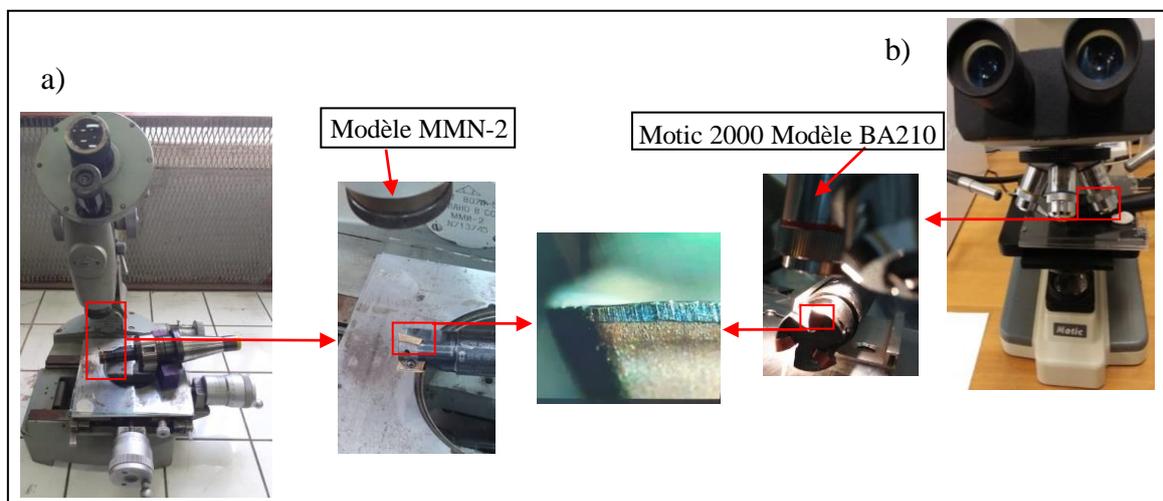
La figure II.2 montre une illustration schématique de la géométrie de la zone de coupe au cour d'une opération de fraisage d'un épaulement. En fait, il est important de savoir comment l'outil de coupe est engagé dans la pièce à usiner afin de déterminer la longueur effective de l'outil de coupe et le profil de la surface usinée, dans le but de suivre l'usure de l'outil et la rugosité de la surface usinée. Ceci est observé à travers la trajectoire de l'outil. Tout d'abord, la profondeur axiale  $a_p$  doit être réglée à 9 mm suivant l'axe *Z*, avec un dégagement de 1 mm par rapport à la pièce. Deuxièmement, l'outil est déplacé suivant l'avant selon l'axe *X* afin de régler l'engagement de travail représenté par la profondeur de coupe radiale  $a_e$  de 0.5 mm,



effectuées sur la longueur de la pièce.

#### II.2.4.2. Étape 4.2 : Mesure de l'usure d'outil

L'outil de fraisage avec son attachement en cône Morse est d'abord démonté et placé sur un dispositif spécialement conçu d'un microscope. L'usure de la fraise a été suivie à l'aide du microscope optique de mesure d'usure d'outil modèle *MMN-2* avec une précision de l'ordre de  $5 \mu m$ . Les mesures d'usure en dépouille ont été enregistrées pour les trois plaquettes. La figure II.3 montrent des vues pour mesurer l'usure en dépouille de l'outil. Un deuxième microscope optique *Motic 2000* modèle *BA210* équipé de caméra permettant de suivre et mesurer l'évolution de l'usure.



**Figure II.3** : Vue de la disposition de l'outil pour la mesure de l'usure d'outil : a) Mesure de l'usure en dépouille à l'aide d'un microscope optique d'atelier modèle *MMN-2*; b) Capture des photos d'usure à l'aide d'un microscope optique *Motic 2000* Modèle *BA210*.

#### II.2.4.3. Étape 4.3 : Mesures des vibrations

Le signal de vibration généré pendant l'opération d'usinage est détecté par des capteurs piézoélectriques d'accélération des vibrations de type accéléromètre de la série *VM-6360* avec une résolution de fréquence de  $10 \text{ Hz}$  à  $1 \text{ kHz}$  et une plage de mesure de  $0.001$  à  $4.000 \text{ mm}$ . Le capteur a été fixé par un aimant à l'arrière de la pièce à usiner afin d'enregistrer les vibrations dans la direction transversale ( $Y$ ). Les mesures des vibrations ont été effectuées en termes de déplacements pendant que la fraise est engagée dans un cycle d'opération de fraisage, ce qui permet de distinguer le fraisage en opposition et en avalant (Figure II.1b).

#### II.2.5. Étape 5 : Définition d'un plan expérimental

A partir des étapes précédentes, le plan expérimental a été déduit pour les paramètres de

coupe et les conditions de durcissement de la pièce sélectionnés. Par conséquent, le plan expérimental a suivi les données chronologiques indiquées dans le tableau II.3.

**Tableau II.3 :** Plan expérimental pour l'évaluation de l'usinabilité du fraisage d'épaulement de l'acier *AISI D3* durci.

Régimes	Paramètres de coupe					Paramètres de durcissement		
	$a_p$	$a_e$	$f_z$	$V_c$	$n$	TT	TR	Dureté
	mm	mm	mm/dent	m/min	tr/min	°C	°C	HRc
R1	9	0.5	0.02	59	945	Etat de livraison		31.6
R2	9	0.5	0.02	59	945	950	200	63.7
R3	9	0.5	0.02	59	945	950	400	59.6
R4	9	0.5	0.02	59	945	950	600	49.0
R5	9	0.5	0.02	113	1800	Etat de livraison		31.6
R6	9	0.5	0.02	113	1800	950	200	63.7
R7	9	0.5	0.02	113	1800	950	400	59.6
R8	9	0.5	0.02	113	1800	950	600	49.0

### II.3. Caractéristiques des équipements utilisés pour l'approche métallurgique

Pour les traitements thermiques nous avons utilisé un four marque Nabertherm type *LH60/12*, capacité *60 litres*, la température maximale est de *1200°C* avec un affichage numérique (Fig. II.4).



**Figure II.4 :** Four marque Nabertherm type *LH60/12* pour les traitements thermiques.

La mesure de la dureté (Tableau II.4) est effectuée par un duromètre modèle 8187.5 LKV (Fig. II.5). Les caractéristiques principales de cet appareil :

- ✓ Cycle de test entièrement automatique, élimine l'influence de l'opérateur sur les résultats du test.
- ✓ Programme permettant la conversion en différentes échelles de dureté ( $HRC \rightarrow Hv \rightarrow HB$ )



**Figure II.5 :** Duromètre indenteur (Modèle 8187.5LKV).

Afin d'obtenir les meilleurs résultats, les échantillons sont systématiquement polis avant les mesures avec des papiers abrasifs ayant les granulométries suivantes : 80, 120, 180, 320, 400, 600, 800, 1000, 1200, 2000, 4000. La machine à polir utilisée est de modèle metkon type *FORCIPOL 2V* (Fig. II.6). Elle est caractérisée par un changement de fréquence de rotation de 50 à 600 *tr/min*. Après le polissage, les échantillons sont lavés à l'acétone et à l'eau distillée. Ils sont séchés à l'aide d'un séchoir.



Figure II.6 : Polisseuse modèle metkon type *FORCIPOL 2V*.

#### II.4. Traitements thermiques et microstructures de l'acier AISI D3

La figure II.7 montre le processus de traitement thermique du matériau étudié pour les échantillons métallurgiques polis et les pièces à usiner. L'objectif principale pour valoriser les performances de l'acier et d'obtenir une dureté requise accompagnée d'une grande résistance à l'usure et à la rupture [70].

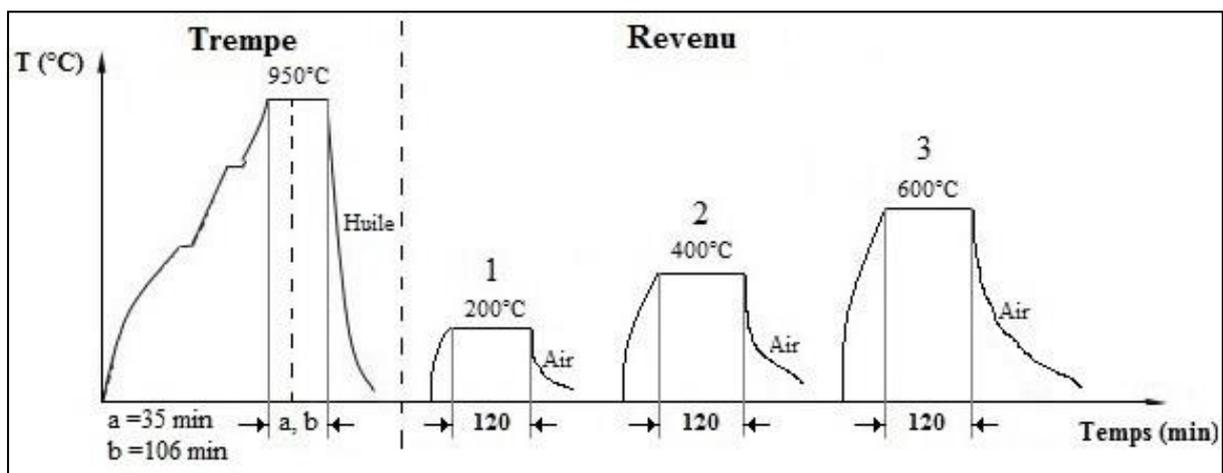


Figure II.7 : Traitement thermique schématique de l'acier *AISI D3* (a: échantillons métallurgiques polis; b: pièce à usiner).

**Tableau II.4** : Les valeurs de dureté des échantillons d'acier *AISI D3* traités thermiquement dans différentes conditions.

Traitement thermique	Dureté moyenne des échantillons métallurgiques polis	Dureté moyenne de la pièce à usiner
Unité	HRc	
Etat de livraison	26.7	31.6
Trempe et revenu à 200°C	63.4	63.7
Trempe et revenu à 400°C	58.7	59.6
Trempe et revenu à 600°C	47.6	49.0

Les observations de la microstructure sont effectuées sur quatre échantillons métallurgiques polis de  $(15 \times 15 \times 15) \text{ mm}^3$ , le premier échantillon est à l'état de livraison et les autres échantillons ont été trempés à l'huile à  $950^\circ\text{C}$  avec un temps de maintien de  $35 \text{ min}$ . Ensuite, afin d'éviter la fragilité du matériau induite par la trempe et de maintenir une dureté élevée, un revenu a été appliqué à des températures de  $200^\circ\text{C}$ ,  $400^\circ\text{C}$  et  $600^\circ\text{C}$  avec un temps de maintien de  $120 \text{ min}$ . Tous les échantillons préparés ont été polis et gravés dans une solution de Nital à 3 % pour révéler la microstructure.

### II.5. Caractéristiques des équipements utilisés pour la métallographie

La microstructure a été mise en évidence par le microscope électronique à balayage *Quanta 250* (Fig. II.8) utilisé pour caractériser la morphologie de la structure. Le *MEB* est équipé d'un système de microanalyse à rayons X sélectif en énergie *EDS* (Energy-dispersive spectroscopy).

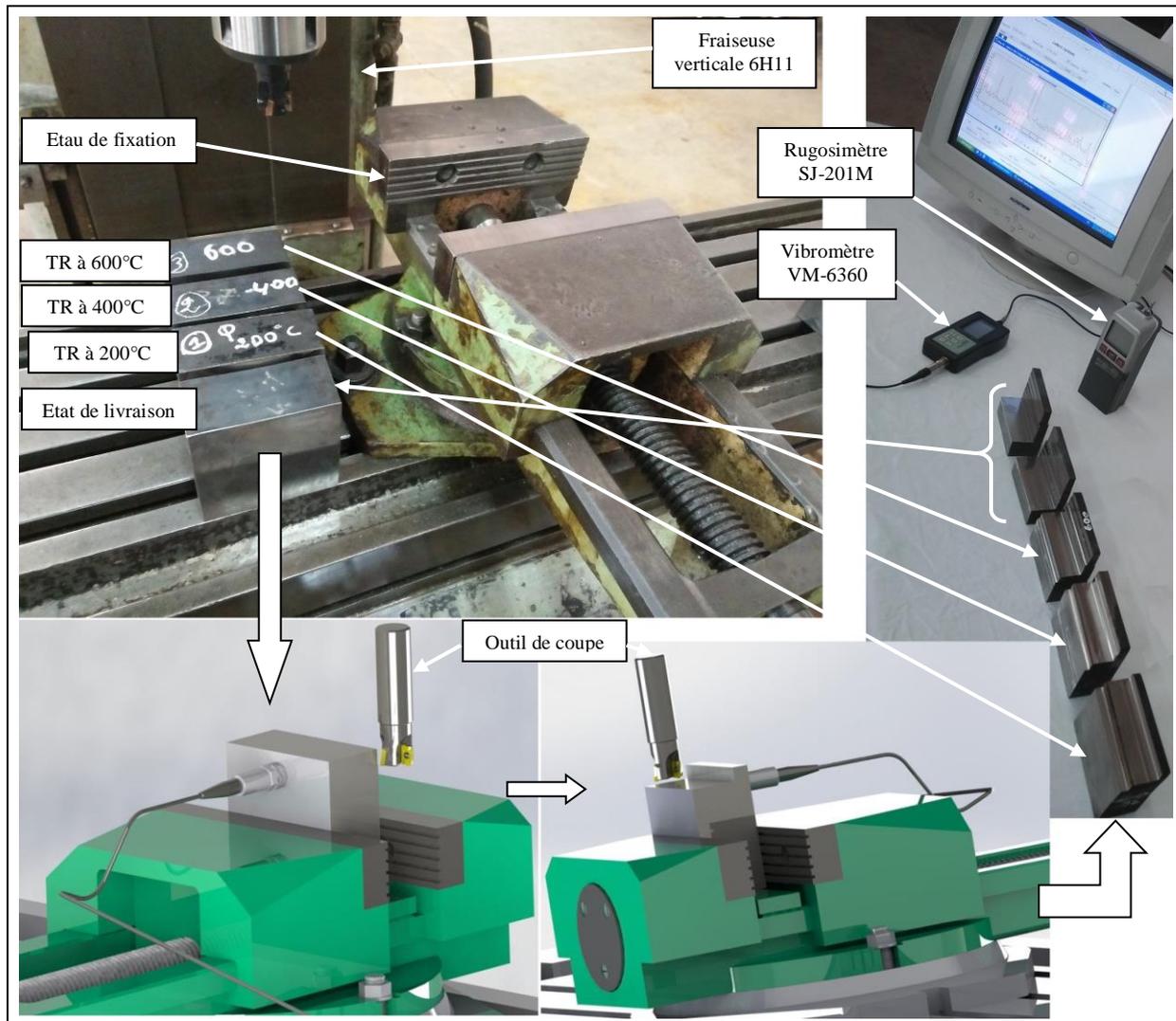


**Figure II.8** : Vue de l'arrangement *MEB* avec *EDS* modèle *Quanta 250*.

## II.6. Caractéristiques des équipements utilisés pour l'usinage

### II.6.1. La machine-outil

Les essais d'usinage ont été réalisés sur une fraiseuse verticale 6H11 de grande rigidité avec d'une puissance 4.5 KW et une vitesse maximale de la broche de 1800 *tr/min*. La figure II.9 montre les photos des différents appareils de mesure utilisés pendant les essais d'usinage effectués sur l'acier *AISI D3* traité et non traité thermiquement.



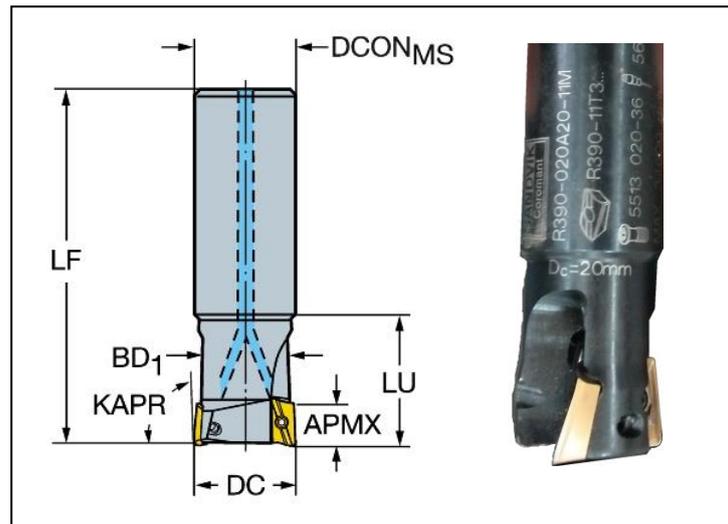
**Figure II.9** : Illustration des éléments du système *MODOP* sur lequel ont été réalisés les expériences de l'acier *AISI D3*

### II.6.2. Outil de coupe

#### II.6.2.1. Caractéristique du porte plaquette

Porte outil de haute technologie (Fig. II.10) équipé de plaquettes de coupe est représentant un fraise cylindrique deux tailles en bout. Les différents paramètres de l'outil sont présentés au

tableau I.5.



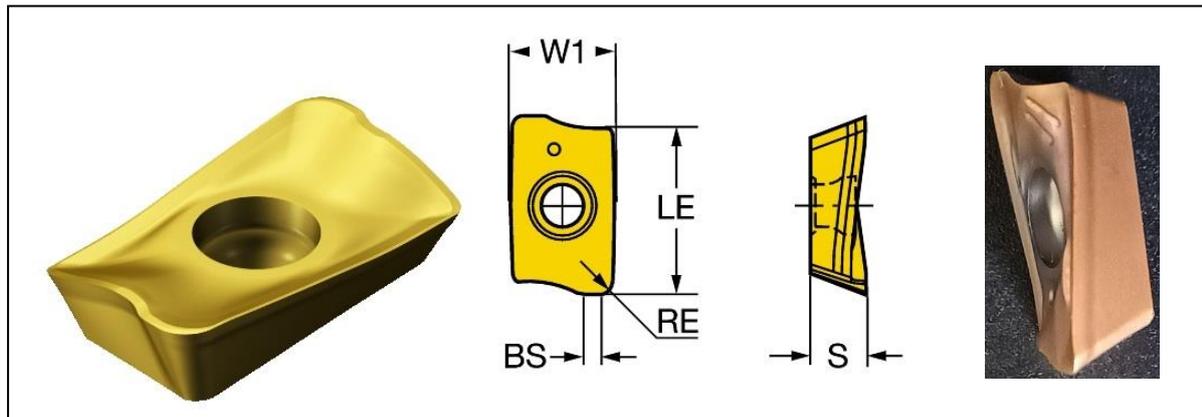
**Figure II.10** : Géométrie du porte plaquette (*R390-020A20-11M*) [71].

**Tableau II.5** : Paramètres du porte plaquette (*R390-020A20-11M*) [71].

Paramètre	Symbole	Unité	Valeur
Diamètre de coupe	DC	mm	20
Angle de l'arête de coupe de l'outil	KAPR	deg	90
Nombre de plaquettes de coupe	Z	/	3
Profondeur de coupe maximale	$a_{p \max}$	mm	10
Profondeur de coupe maximale	APMXEFW	mm	5.5
Angle de pente maximal	RMPXFFW	deg	5.5
Profondeur de plongée maximale	AZ	mm	1
Longueur utile	LU	mm	25
Longueur fonctionnelle	LF	mm	110
Vitesse de rotation maximale	RPMX	tr/min	34600
Poids de l'élément	WT	kg	0.232

### II. 6.2.2. Caractéristique de la plaquette

L'outil de coupe équipé de trois plaquettes en carbure micro-grains cémentés avec revêtement *PVD (Ti,AlN)* d'une nuance *GC1030*, désigné par la référence *R390-11T308M-PL1030* [72] et présenté sur la figure II.11, les différents paramètres de la plaquette utilisée sont présentés au tableau II.6.



**Figure II.11** : Géométrie de la plaquette employée lors des essais d'usinage [72].

**Tableau II.6** : Paramètres de la plaquette (*R390-11T308M-PL1030*) [72].

Paramètre	Symbole	Unité	Valeur
Nombre d'arêtes de coupe	CEDC	/	2
Largeur de plaquette	W1	mm	6.8
Longueur effective d'arête de coupe	LE	mm	10
Longueur d'arête de planage	BS	mm	1.2
Rayon de bec	RE	mm	0.8
Épaisseur plaquette	S	mm	3.59
Profondeur de coupe maximale	APMX	mm	10
Angle d'attaque principal	KRINS	deg	90
Poids de l'élément	WT	kg	0.003
Nuance (GRADE)	/	/	1030
Revêtement (COATING)	/	/	PVD TiAlN

### II.6.3. Evaluation et mesure de la rugosité de la surface usinée

La figure II.12 montre l'appareil de mesure de la rugosité de surface ( $R_a$ ) modèle Mitutoyo Surfptest SJ-201M. La longueur d'évaluation peut être spécifiée entre 0.3 et 12.5 mm, la vitesse d'avance du palpeur : évolue entre 0.25 mm/s et 0.5 mm/s, la vitesse de retour du palpeur est égale à 0.8 mm/s.



**Figure II.12** : Appareil de mesure de la rugosité modèle Mitutoyo Surfptest SJ-201M.

## II.7. Procédure expérimentale pour l'optimisation des condition de coupe de l'acier AISI 52100 durci

### II.7.1. Matériau et traitements thermiques

Les expériences de contour-fraisage à sec et fraisage d'épaulement, sont réalisées sur deux pièces cylindriques  $\varnothing 58$  en acier AISI 52100 et d'une longueur 80 mm sur lesquelles deux méplats de 40 mm sont préalablement usinés pour assurer le positionnement correcte. Les éprouvettes sont d'abord non traitées et par la suite traitées thermiquement. La composition de l'acier AISI 52100 obtenue par la mesure réelle de l'échantillon au laboratoire de mesure par spectrométrie à l'entreprise ETRAG est présentée au tableau II.7.

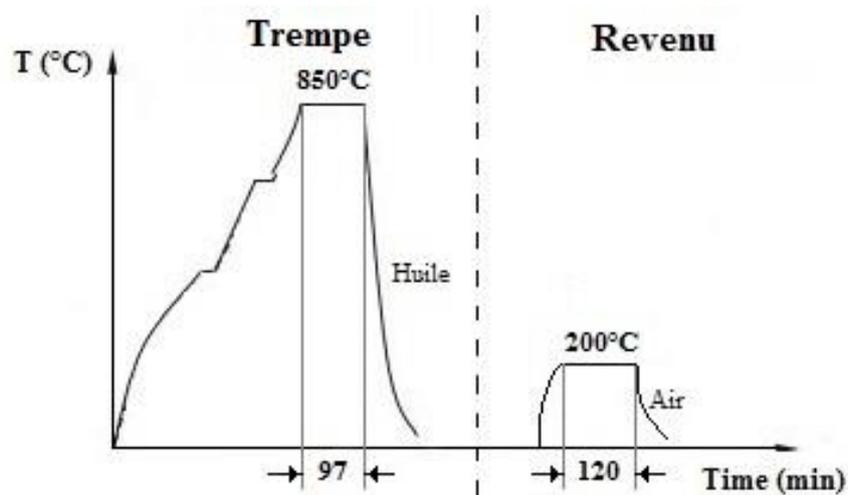
**Tableau II.7** : Composition chimique de l'acier AISI 52100.

Éléments	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	V	Cu
Composition	0.92	0.30	0.35	0.040	0.011	1.52	0.078	0.029	0.001	0.142

L'acier *AISI 52100* est de la famille des aciers faiblement alliés au chrome appelés aussi acier à roulement *100Cr6* [73]. Pour durcir ce matériau les traitements thermiques subit sont la trempe et le revenu. Le tableau II.8 indique les conditions des traitements thermiques appliquées. La figure II.13 montre diagramme des traitements thermiques de l'acier *AISI 52100*.

**Tableau II.8** : Traitements thermiques et dureté obtenue pour l'acier *AISI 52100*.

N°	Type du traitement thermique	Température	Temps de maintien	Refroidissement	Dureté
Unité	/	°C	min	/	HRC
1	Recuit		Etat de livraison		28
	Trempe	850	97	Huile	53
2	Revenu	200	120	Air	52.8



**Figure II.13** : Traitements thermiques de l'acier *AISI 52100*

### II.7.2. Equipements et matériels utilisés

La figure II.14 montre le schéma de principe explicite du montage expérimental, les mêmes équipements employés pour l'étude de l'usinabilité de l'acier *AISI D3* durci ont été utilisés pour l'étude de l'optimisation des conditions de coupe de l'acier *AISI 52100* durci.

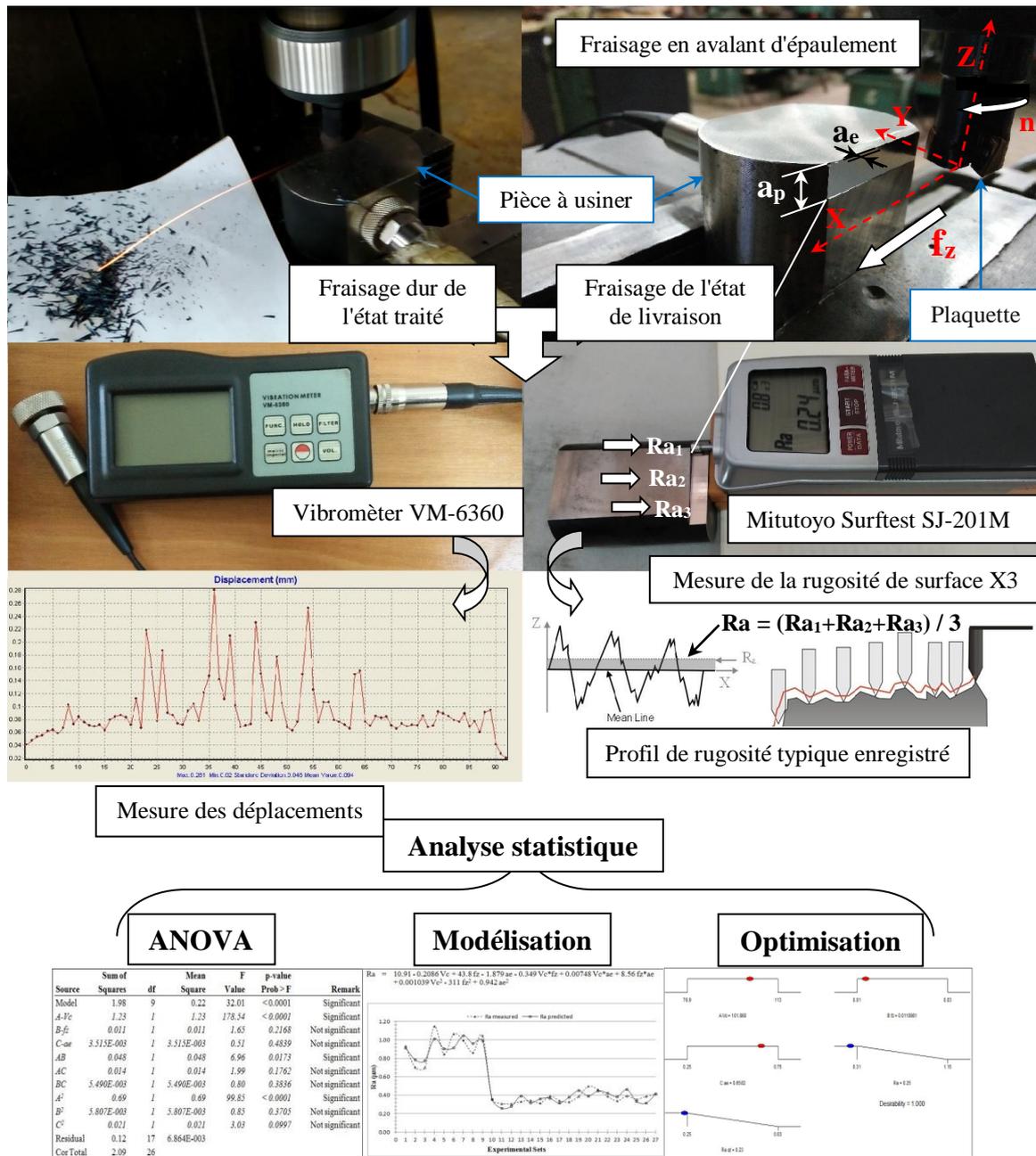


Figure II.14 : Schéma de principe du montage expérimental de l'usinage de l'acier AISI 52100.

## II.7.3. Planification des expériences

### II.7.3.1. Principe des plans d'expériences

La technique des plans d'expériences va permettre de répondre à nos exigences. En effet, son principe consiste à faire varier simultanément les niveaux d'un ou plusieurs facteurs (qui sont les variables, discrètes ou continues) à chaque essai. Le point délicat dans l'utilisation des plans d'expériences sera donc de minimiser le plus possible le nombre d'expériences à mener sans sacrifier la précision sur les résultats. Il existe actuellement un nombre important de plans

différents. Chacun, par ses propriétés, permet de résoudre certains problèmes particuliers [74].

### II.7.3.2. Méthodologie des plans d'expériences

Pour l'élaboration d'un plan d'expériences, on passe généralement par les trois étapes suivantes :

- ✓ **La recherche des facteurs influents** : Cette étape consiste à répondre à un ensemble de questions concernant l'influence des facteurs considérés sur le phénomène étudié : parmi tous les facteurs susceptibles d'influer la réponse, lesquels ont une influence significative ? Que vaut cette influence ? et y a-t-il des interactions entre ces facteurs ?

Une fois les facteurs influents sont bien déterminés et leurs influences est quantifiées, on passe au second stade :

- ✓ **La modélisation** : Dans cette phase, on cherche quelle est la forme de l'influence définie dans la première étape : linéaire, courbe... et quelle est l'équation mathématique régissant, avec une précision donnée, la variation du phénomène en fonction des facteurs influents. La modélisation d'une réponse se fait en choisissant des points expérimentaux dont le nombre est au moins égal à la somme des effets, des interactions et des effets quadratiques. Ainsi on définit une matrice de  $n$  lignes et  $k$  colonnes, où  $n$  est le nombre d'expériences et  $k$  est le nombre des effets.
- ✓ **L'optimisation** : Après la détermination de la forme graphique et analytique de notre réponse, il est primordial d'aller chercher les conditions expérimentales donnant le meilleur résultat. Cette étape nécessite préalablement une connaissance assez profonde du phénomène étudié.

### II.7.3.3. Plan d'expérience existant

En raison du grand nombre de facteurs pouvant influencer la performance de l'usinage, il serait préférable de développer des stratégies optimales en se servant des méthodes de plan d'expériences. Les plans d'expériences permettent dans certains cas de déterminer les effets des paramètres et des éventuelles interactions, et de modéliser la réponse à partir des équations de prédiction. La réponse est ensuite optimisée et validée. Parmi les plans existant [75] :

- Plan factoriel complet
- Plan fractionnel
- Plan de taguchi
- Plan box-behenken
- Plan composite centré...

### II.7.3.4. Le choix d'une table de Taguchi

Afin de choisir une table existante, il faut calculer le nombre d'essais minimum à effectuer. Ce calcul est basé sur la notion de degré de liberté (*ddl*) qui est défini mathématiquement comme suit :

- le *ddl* d'un facteur est égal au nombre de ces niveaux moins un ;
- le *ddl* d'une interaction est égal au produit des *ddl* des facteurs la composant ;
- le *ddl* d'un modèle est égal à la somme des *ddl* des facteurs et des interactions ;
- le *ddl* d'un plan est égal au nombre d'essais moins un. Il s'agit alors de choisir la plus petite matrice d'expériences compatible avec le modèle choisi, c'est-à-dire le nombre de *ddl* du plan doit être supérieur ou égal à celui du modèle. Les tableaux de Taguchi sont désignés par trois symboles. Par exemple, la table *L8* ( $2^7$ ) comporte 8 *essais* pour étudier un problème possédant au maximum 7 facteurs avec deux niveaux chacun. La table *L36* ( $2^{11}x3^{12}$ ) comporte 36 *essais* pour étudier 11 facteurs à deux niveaux et 12 autres facteurs à trois niveaux [76].

## II.7.4. Méthodologie des surfaces de réponse (RSM)

### II.7.4.1. Définition

La méthodologie de surface de réponse, ou *RSM*, est un ensemble mathématiques et technique statistiques utiles pour la modélisation et l'analyse des problèmes dans lesquels une réponse d'intérêt est influencée par plusieurs variables et l'objectif est d'optimiser cette réponse [77].

Cette procédure comprend six étapes :

1. Définir les variables d'entrée indépendantes et les réponses de sortie désirées;
2. Adopter un plan de conception expérimentale ;
3. Effectuer une analyse statistique de la variance (*ANOVA*) des variables d'entrées indépendantes afin de trouver les paramètres les plus significatifs qui affectent la réponse ;
4. Effectuer une analyse de régression avec le modèle choisi ;
5. Déterminer le modèle avec le maximum de précision possible,
6. Optimiser les variables d'entrée et vérifier les paramètres de sortie prédits [78].

### II.7.4.2. Objectif de la méthode des surfaces de réponse

Un grand nombre de problèmes industriels se pose souvent spontanément en termes d'optimisation. En effet, on associe à la recherche d'une performance donnée, la minimisation des coûts. L'objectif visé lors d'une étude de surface de réponse peut être de différentes natures [79] :

- Optimiser (maximiser/minimiser) une ou plusieurs variables de réponse,

- Trouver un compromis satisfaisant entre plusieurs variables de réponse,
- Construire une cartographie de la variation d'une réponse dans un plan, comme ce sera le cas pour nous,
- Rechercher dans quelles proportions on peut mélanger des constituants préalablement choisis.

Historiquement, cette technique s'est appuyée sur l'usage de modèles de nature polynomiale. La modélisation d'une surface de réponse à partir d'un polynôme d'approximation nécessite de disposer de réponses sous forme de grandeurs quantitatives à variation si possible continue. Le nombre de réponses est spécifique à chaque étude, on parle d'optimisation multicritères dès que l'on caractérise les objectifs d'un problème à partir d'au moins deux réponses [80].

### II.7.5. Choix du type de plan d'expérience et des conditions de coupe

Les expériences d'usinage sont planifiées par un plan expérience Taguchi  $L_{27}$ . Le plan d'expérience factoriel complet ( $3^3$ ) est adopté au cours de cette étude, ce qui donne un total de 27 essais pour l'état de livraison et 27 essais pour l'état traité. Le plan d'expérience comporte trois variables contrôlables également appelées facteurs d'entrée (Tableau II.9), à savoir, la vitesse de coupe ( $V_c$ ), l'avance par dent ( $f_z$ ), la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ), avec comme paramètres fixes : la profondeur de coupe axiale ( $a_p = 9 \text{ mm}$ ). La table orthogonale standard  $L_{27}$  de Taguchi (Tableau II.10) sont adoptée comme plan expérimentale. Dans le cadre de notre étude est de caractériser les influences des paramètres par un modèle quadratique et de trouver les conditions de coupe optimales en utilisant la méthodologie de surface de réponse (*MSR*). Les niveaux des paramètres ont été choisis dans les intervalles recommandés par le fabricant d'outil de coupe (Sandvik Coromant) et à partir des essais préliminaires.

**Tableau II.9** : Facteurs d'entrée et niveaux utilisés dans le plan expérimental  $L_{27}$  de Taguchi.

Facteurs	Symbole	Niveaux		
		Niveau 1	Niveau 2	Niveau 3
Vitesse de coupe (m/min)	$V_c$	76.9	94.2	113
L'avance par dents (mm/dents)	$f_z$	0.01	0.02	0.03
Profondeur de coupe radiale (mm)	$a_e$	0.25	0.50	0.75

**Tableau II.10** : Planification des paramètres d'usinage pour un plan de Taguchi 27 essais.

Essai			
N°	Paramètres d'usinage		
	V <sub>c</sub>	f <sub>z</sub>	a <sub>e</sub>
	(m/min)	(mm/dent)	(mm)
1	76.9	0.01	0.25
2	76.9	0.01	0.50
3	76.9	0.01	0.75
4	76.9	0.02	0.25
5	76.9	0.02	0.50
6	76.9	0.02	0.75
7	76.9	0.03	0.25
8	76.9	0.03	0.50
9	76.9	0.03	0.75
10	94.2	0.01	0.25
11	94.2	0.01	0.50
12	94.2	0.01	0.75
13	94.2	0.02	0.25
14	94.2	0.02	0.50
15	94.2	0.02	0.75
16	94.2	0.03	0.25
17	94.2	0.03	0.50
18	94.2	0.03	0.75
19	113	0.01	0.25
20	113	0.01	0.50
21	113	0.01	0.75
22	113	0.02	0.25
23	113	0.02	0.50
24	113	0.02	0.75
25	113	0.03	0.25
26	113	0.03	0.50
27	113	0.03	0.75

## **II.8. Conclusion du chapitre II**

Dans ce chapitre, nous avons présenté les étapes de la stratégie d'évaluation rapide de l'usinage de l'acier étudié avec les équipements utilisés lors de nos travaux. La composition chimique des aciers utilisés, les caractéristiques des équipements utilisés pour l'approche métallurgique et pour la métallographie, les caractéristiques de la machine-outil pour l'usinage, les conditions de coupe ainsi que la planification des expériences et la méthode de modélisation appliquée ont été désigné. Dans le chapitre III qui suit, nous présentons les résultats de l'influence des traitements thermiques sur l'usinabilité de l'acier *AISI D3*. Ces traitements thermiques en terme de l'effet de la température du revenu sur la dureté du matériau, sur la rugosité de surface, sur l'usure de l'outil, sur les déplacements et sur la microstructure de l'acier *AISI D3*.

## **CHAPITRE III**

# **Influence des traitements thermiques sur l'usinabilité et sur la microstructure de l'acier AISI D3**

### III.1 Introduction

Dans ce chapitre nous avons effectué des essais de traitements thermiques sur l'acier à outil AISI D3, traité à différentes température du revenu, puis usiné à sec par l'outil de coupe en carbure cémenté d'une nuance GC1030 revêtu par PVD (Ti, ALN). Les résultats obtenus permettent de définir l'effet de la température du revenu sur la dureté du matériau et sur l'usinabilité, cette performance a été étudié suivant les paramètres technologiques (La rugosité de surface usinée, l'usure de l'outil et les vibrations en terme des déplacements) en fonction des différentes conditions de coupe (vitesse de coupe) avec des paramètres fixes (l'avance par dents et les profondeurs de coupe axiale et radiale). L'objectif du présent travail est d'optimiser les paramètres de coupe tels que la vitesse de coupe ( $V_c$ ), l'avance par dents ( $f_z$ ), la profondeur de coupe axiale ( $a_p$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ) afin d'améliorer la rugosité de surface de la pièce, augmenter la durée de vie de l'outil et de réduire les vibrations du système usinant. Ainsi que de l'analyse microstructurale et microanalyse EDS de l'acier AISI D3.

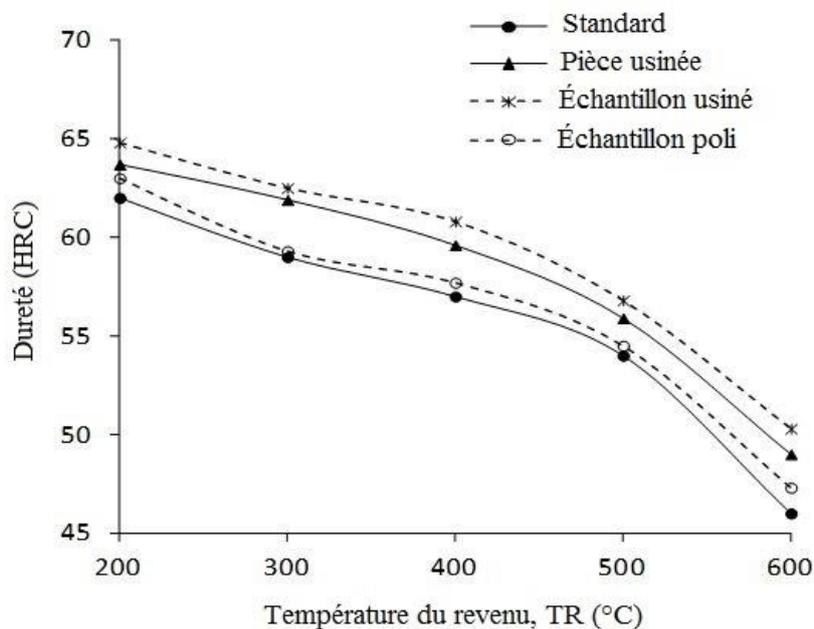
### III.2. Effet de la température du revenu sur la dureté du matériau

La figure III.1 montre l'évolution de la courbe de la dureté mesurée sur la surface de la pièce fraisée en fonction de la température de revenu. La tendance a suivi celle donnée par les valeurs standard de l'acier à outils AISI D3 mais les valeurs de dureté étaient légèrement plus élevées avec un coefficient de variation  $CDV_{Pu}$  de 0.02 à 0.07% (Tab. III.1). En utilisant l'échelle de dureté  $HRC$ , cela pourrait être considéré comme assez élevé mais acceptable en raison de la finition de surface générée par le processus de fraisage en bout. Ainsi, des échantillons plus petits ( $15 \times 15 \times 15$ )  $mm^3$  ont été préparés par fraisage en bout en respectant les conditions de coupe, puis soumis à un polissage fin afin d'améliorer la finition de surface. Des tests de dureté complémentaires ont ensuite été effectués avant et après le polissage des échantillons afin d'étudier l'effet de la préparation de la surface fini sur la dureté. Dans le présent travail, les échantillons sont respectivement référencés comme des échantillons usinés et des échantillons polis. Des tendances similaires des valeurs de dureté en fonction des températures de revenu ont été observées. En même temps, les valeurs de dureté des échantillons usinés se rapprochent de celles de la pièce usinée et celles des échantillons polis sont presque en accord avec les valeurs standard. Par conséquent, le polissage fin est entièrement requis lorsqu'il est possible de mesurer les valeurs de dureté. Par conséquent, les

résultats des mesures de dureté rapportés dans le tableau II.3 peuvent être considérés en bon accord avec les valeurs standard.

**Tableau III.1** : Effet de la préparation de la surface fini sur les valeurs de la dureté

Température du trempé	Température du revenu	Standard	Pièce usinée	CDV <sub>Pu</sub>	Echantillon usinée	Echantillon poli	CDV <sub>Eu</sub>	CDV <sub>Ep</sub>
°C	°C	HRC	HRC	%	HRC	HRC	%	%
950	0	64	65.3	0.02	64.8	64	0.01	0.00
	200	62	63.7	0.03	64.8	63	0.05	0.02
	300	59	61.9	0.05	62.5	59.3	0.06	0.01
	400	57	59.6	0.05	60.8	57.7	0.07	0.01
	500	54	55.9	0.04	56.8	54.5	0.05	0.01
	600	46	49	0.07	50.3	47.3	0.09	0.03



**Figure III.1** : Effet de la température du revenu sur la dureté de l'acier à outils AISI D3.

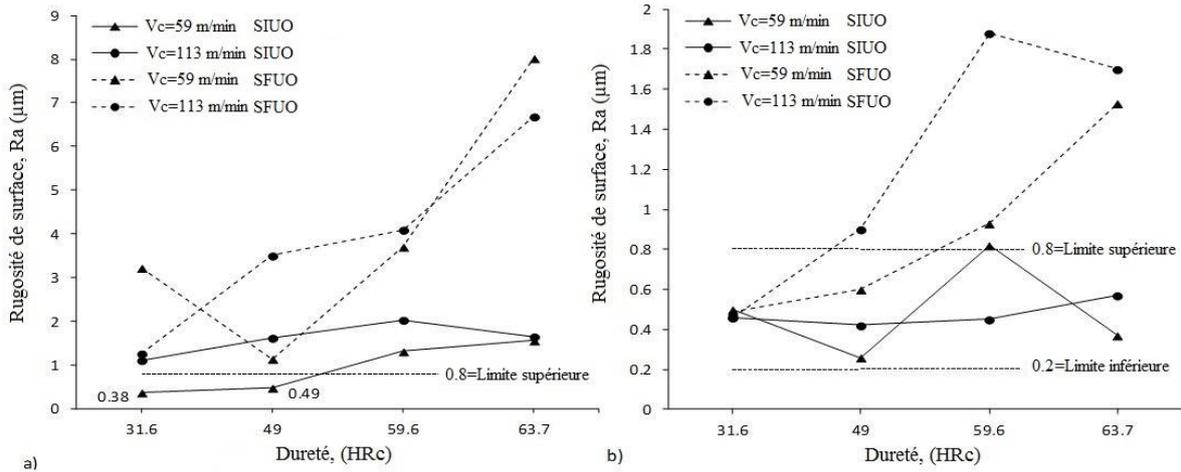
### III.3. Effet de la température du revenu sur la rugosité de surface pendant le fraisage d'épaulement de l'acier durci

Des mesures de rugosité ont été effectuées sur l'épaulement usiné sur  $6\text{ mm}$  de la longueur d'évaluation, comme le montre la figure II.2c. Trois valeurs de rugosité ont été enregistrées sur la longueur de la pièce, à  $10\text{ mm}$  de chaque extrémité et à mi-chemin. Deux séries de tests ont été menées en fonction du stade d'usure de l'arête de coupe : au début, lorsque l'outil de coupe est nouvellement réglé, ce qui correspond aux 3<sup>ème</sup> et 4<sup>ème</sup> cycles (Fig. II.2a) et à la fin, lorsque l'outil d'usure a atteint sa valeur acceptable de  $[V_B] = 0.2\text{ mm}$ . Cette dernière valeur est généralement utilisée pour le fraisage d'épaulement lorsqu'une profondeur axiale élevée est impliquée [34, 81].

La figure III.2 illustre l'effet de la dureté sur les valeurs de rugosité de surface lors du fraisage par épaulement d'un acier durci par trempe et revenu à différentes températures de revenu. Comme prévu, la principale observation commune est que le fraisage en opposition (Fig. III.2a) a entraîné des valeurs de rugosité presque 4 à 10 fois plus élevées que celles générées par le fraisage en avalant (Fig. III.2b). Et dans les deux figures, les valeurs de rugosité au stade final d'usure de l'outil (*SFUO*) ont été manifestement plus élevées que celles mesurées au stade initial d'usure de l'outil (*SIUO*). Conventionnellement, la finition de surface par fraisage nécessite des valeurs de rugosité  $R_a$  comprises entre  $0.8$  et  $0.2\ \mu\text{m}$ . Ce dernier point suggère que la poursuite de l'opération de fraisage en opposition (Fig. III.2a) n'est pas bonne car les valeurs de rugosité sont supérieures à la limite supérieure de  $R_a$ . En revanche, pour les aciers avec  $31.6$  et  $49\text{ HRc}$  lors du fraisage en opposition à  $V_c = 59\text{ m/min}$ , les valeurs de rugosité respectives de  $0.38\ \mu\text{m}$  et  $0.49\ \mu\text{m}$  ne peuvent pas être acceptées car elles sont obtenues au stade initial de l'usure de l'outil avec une plaquette de coupe non utilisée.

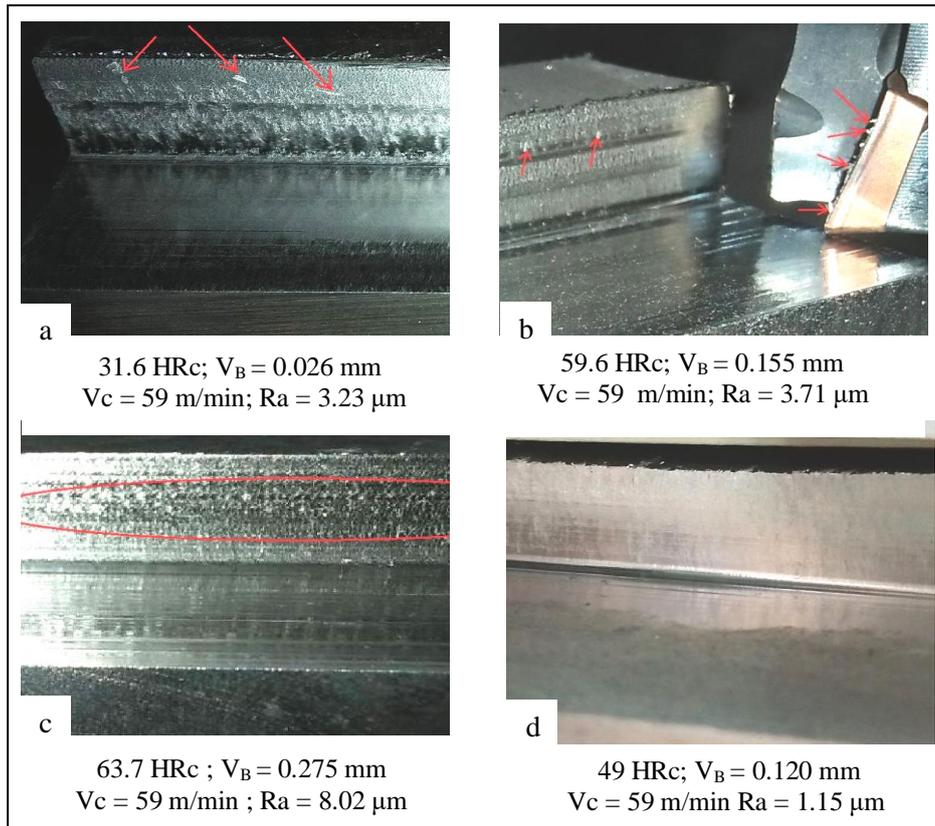
En outre, dans certaines conditions de coupe, des observations oculaires révèlent une adhésion de copeaux sur la surface usinée avec une dureté de  $31.6$  et  $59.6\text{ HRc}$  (Fig. III.3a et III.3b) et une adhésion de copeaux sur l'arête de coupe (Fig. III.3b). Pour l'acier durci à  $63.7\text{ HRc}$ , le processus de coupe est si sévère que la rugosité de surface a été soumise à l'adhésion de petits copeaux et à la brûlure de surface (Fig. III.3c) en raison de la friction élevée dans le contact entre l'outil de coupe et la surface usinée. En comparaison, pendant le fraisage en avalant de l'épaulement, au stade initial de l'usure de l'outil, dans les quatre conditions de durcissement, presque toutes les valeurs de rugosité étaient dans les limites de la rugosité requise. Lorsque l'usure augmente, la valeur de la rugosité augmente. Cependant, les meilleures valeurs de rugosité sont obtenues pour l'acier à l'état de livraison avec une dureté de  $31.6\text{ HRc}$ , pour les

deux vitesses de coupe et même lorsque l'usure de l'outil a atteint sa valeur maximale  $V_B$ . Le durcissement à 49 HRC, la vitesse de coupe à  $V_c = 59 \text{ m/min}$  est assez bonne pour le fraisage en opposition (Fig. III.3d) mais à  $V_c = 113 \text{ m/min}$ , il y a un grand risque de manquer l'état de surface requis puisque la valeur de la rugosité sort de la limite supérieure. Dans des conditions de durcissement plus élevées, la coupe devient sévère et les valeurs de rugosité sortent bien au-dessus de la limite supérieure.



**Figure III.2** : Effet de durcissement de l'acier AISI D3 sur la rugosité de surface :

a) Fraisage en opposition d'épaulement; b) Fraisage en avalant d'épaulement; (SIUO: Stade initial d'usure de l'outil; SFUO: Stade final d'usure de l'outil).

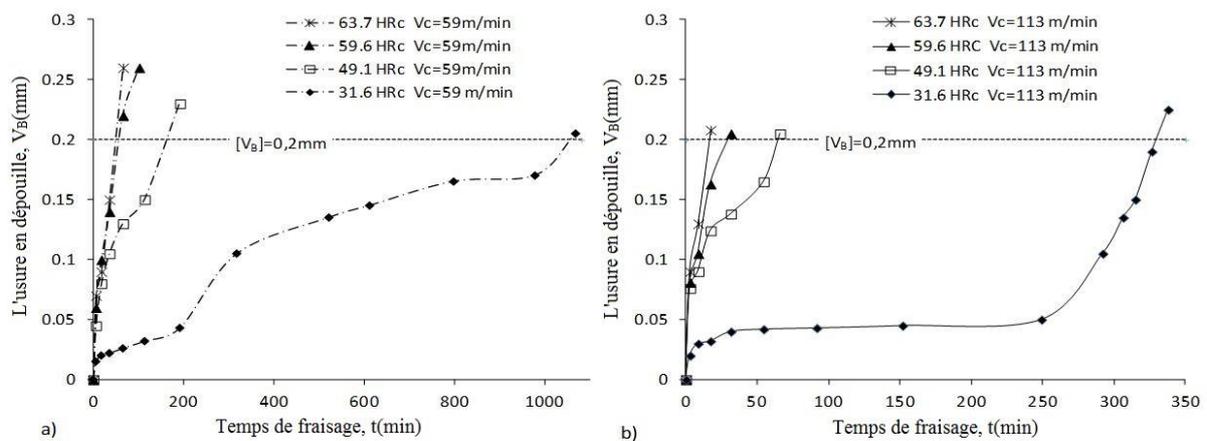


**Figure III.3 :** Observation oculaire de l'état de surface usinée après le fraisage de l'épaulement d'un acier *AISI D3* durci. a) Adhésion de copeaux sur la surface usinée; b) Adhésion de copeaux sur la surface usinée et sur la fraise; c) Adhésion de copeaux et brûlure; d) Surface lisse et propre.

#### III.4. Effet de la température du revenu sur l'usure de l'outil pendant le fraisage d'épaulement de l'acier durci

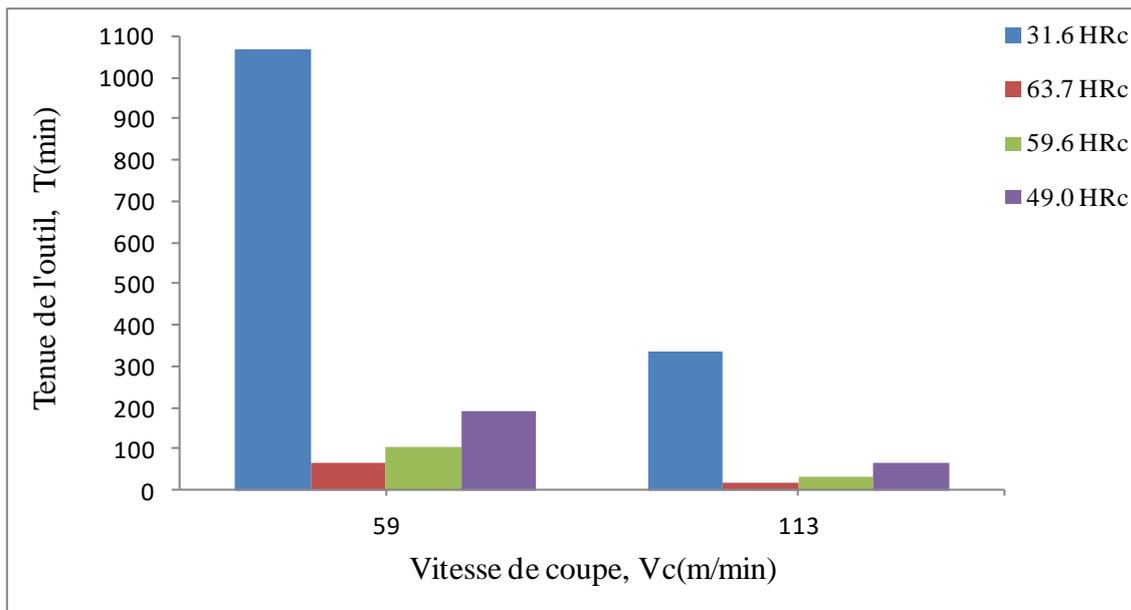
L'étude de l'usure de la plaquette en carbure cémenté *GC1030* revêtue par *PVD (Ti, ALN)* a été réalisée par fraisage de l'épaulement d'un acier *AISI D3* qui a été durci à 3 (trois) valeurs de dureté par un processus de trempe et de revenu. Les paramètres de coupe ont été sélectionnés pour être les mieux adaptés à l'usinage sur une fraiseuse verticale de type *6H11* (étape 2 de la section 3). Par conséquent, en fonction des performances de la machine-outil, l'avance par dent  $f_z$  ainsi que la profondeur de coupe axiale  $a_p$  et la profondeur de coupe radiale  $a_e$  sont constantes, tandis que deux vitesses de coupe  $V_c$  ont été utilisées, ce qui donne 8 régimes de combinaisons du plan expérimental (Tab. II.3).

La figure III.4 montre l'effet de la dureté sur l'usure en dépouille de l'outil lors du fraisage de l'épaulement. L'usinage a été réalisé par des opérations successives de fraisage en opposition et en avalant. Fondamentalement, les courbes d'usure ont suivi la tendance classique montrant une zone d'usure initiale, une zone d'usure régulière et une zone d'usure accélérée. Les fraises ont été changées lorsque la valeur d'usure maximale de l'outil  $[V_B]$  de  $0.2 \text{ mm}$ , autorisée par l'ingénierie, était dépassée. Lors de l'usinage du matériau à l'état de livraison avec une valeur de dureté de  $31.6 \text{ HRC}$ , la résistance à l'usure est 7 à 15 fois meilleure que celle obtenue lors de l'usinage d'un matériau traité thermiquement. Plus le matériau est dur, plus l'usure des outils de coupe est forte. L'augmentation de la vitesse de coupe  $V_c$  d'un facteur 2 (de 59 à 113  $\text{m/min}$ ) a permis de réduire de près de 3 fois l'usure des outils.



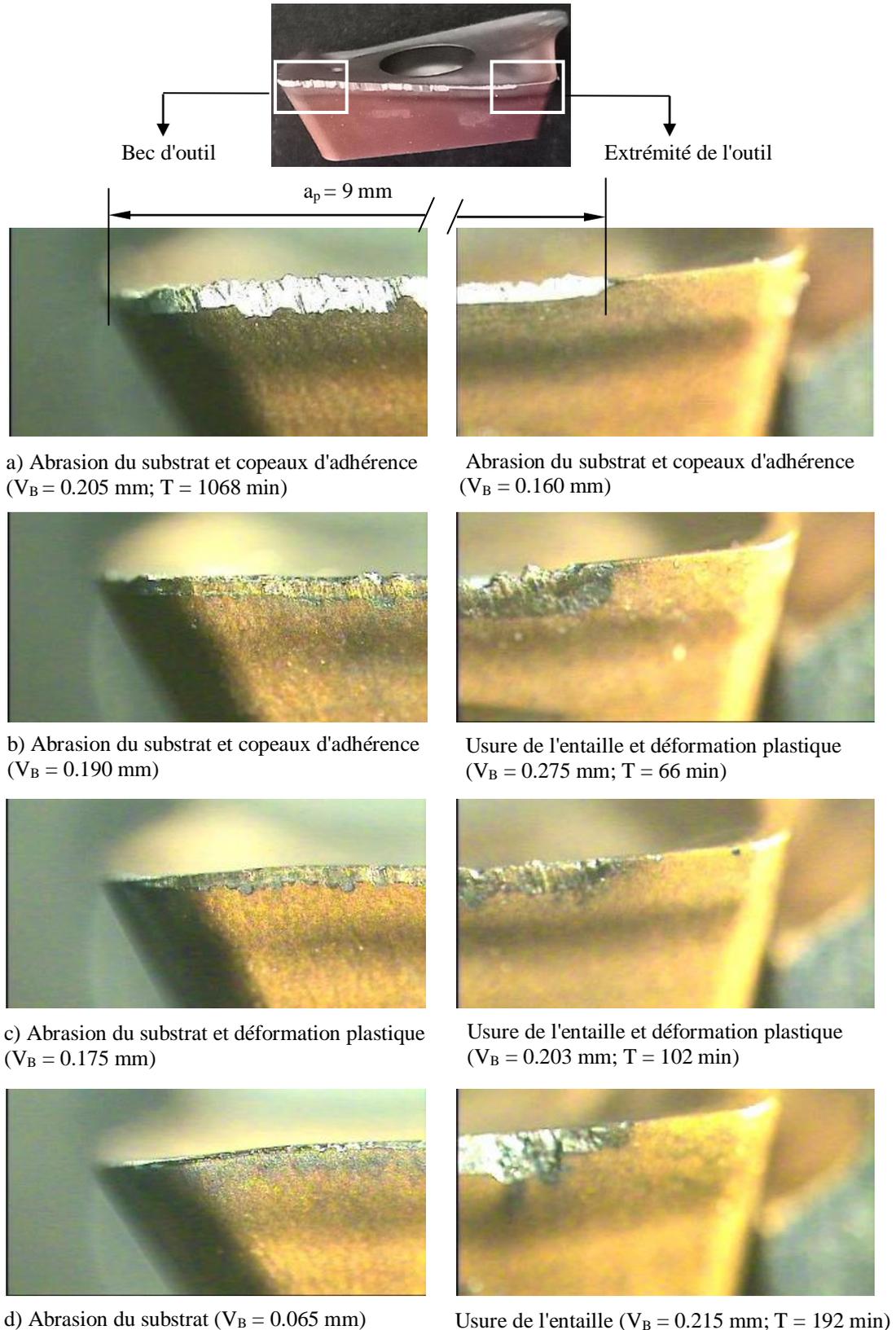
**Figure III.4 :** Effet de la dureté sur l'usure en dépouille de la plaquette *GC1030* lors du fraisage d'épaulement de l'acier *AISI D3* : a)  $V_c = 59 \text{ m/min}$ ; b)  $V_c = 113 \text{ m/min}$ .

A la vitesse de coupe de  $59 \text{ m/min}$  sur la pièce trempé et revenu à  $600^\circ\text{C}$  ( $49 \text{ HRC}$ ), nous avons enregistré un temps significatif,  $t = 192 \text{ min}$ . La figure III.5 montre le temps de fraisage jusqu'à l'usure en dépouille admissible ( $V_B \text{ max} = 0.2 \text{ mm}$ ) pour l'état de livraison et les pièces trempés et à différentes température du revenu, nous avons comparé avec les deux vitesses de coupe de  $59$  et  $113 \text{ m/min}$ . La différence dans les conditions d'usinabilité des pièces traités thermiquement avec l'état de livraison ( $31.6 \text{ HRC}$ ), la résistance à l'usure de l'outil de coupe est 5.5 fois meilleure que celle obtenue lors de la trempe et revenu à  $600^\circ\text{C}$  ( $49 \text{ HRC}$ ) à la vitesse de coupe  $V_c = 59 \text{ m/min}$ . Dans le cas présent, la dureté des pièces à usiner a un effet significatif sur l'usure de l'outil.



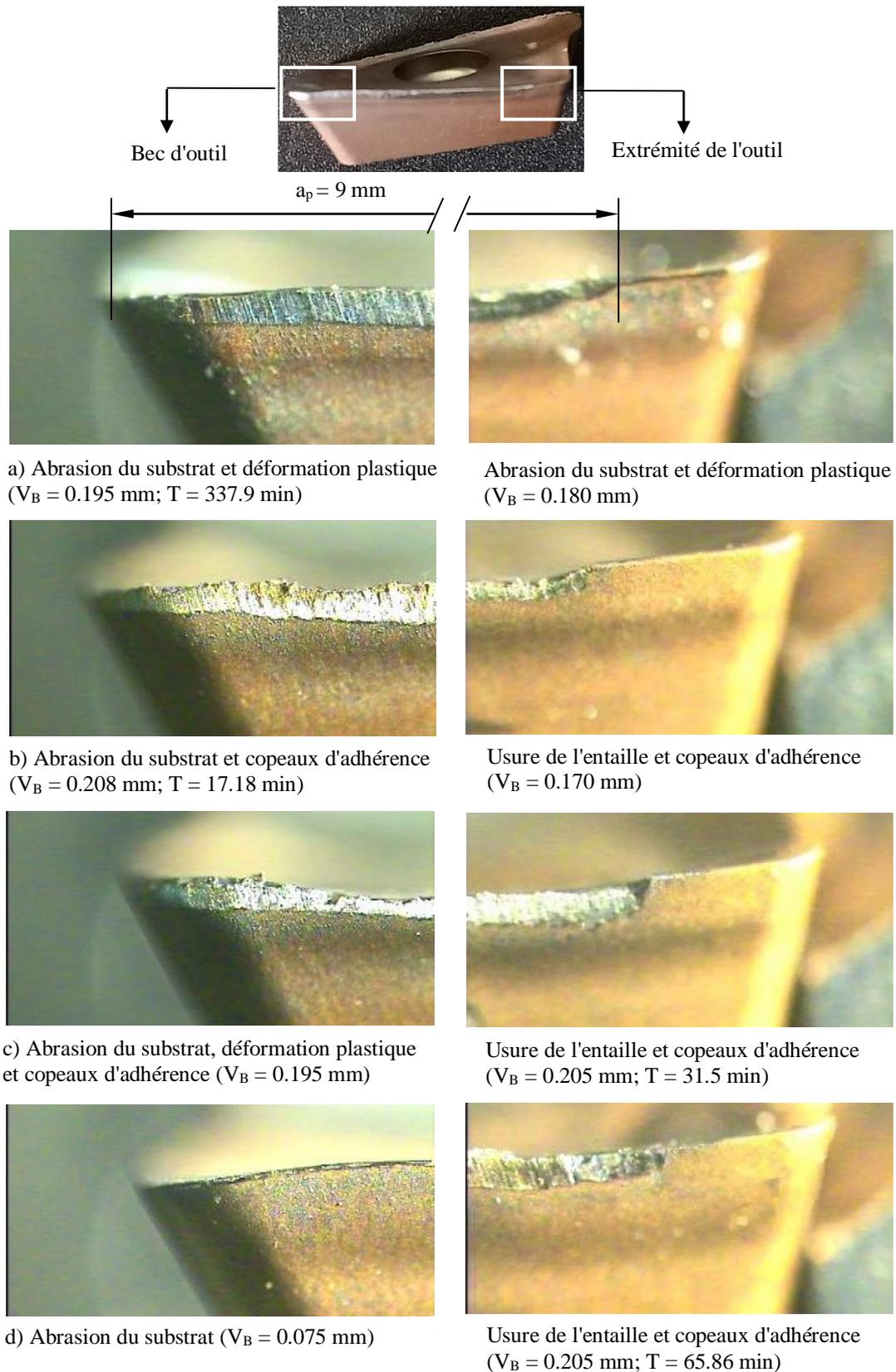
**Figure III.5** : La tenue de l'outil jusqu'à l'usure en dépouille admissible ( $V_B \max$ ) de 0.2 mm à différentes vitesses de coupe.

La figure III.6 (a,b,c,d), montre les photos d'usures obtenues sous les conditions de fraisage suivantes: ( $V_c = 59 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0.02 \text{ mm/dent}$ ,  $a_p = 9 \text{ mm}$ ,  $a_e = 0.5 \text{ mm}$ ). La figure III.6a montre l'usure en dépouille relevée au cours du fraisage de l'acier à l'état de livraison, nous observons sur toute la bande usée une couche blanchâtre de copeau adhérent ayant subi une abrasion. Cette couche constitue une barrière protectrice pour la plaquette pendant une durée d'usinage qui sera accompagnée du phénomène d'adhésion suivie de l'abrasion jusqu'au détachement des particules du substrat. Sur la figure III.6b on observe l'usure relevée au cours du fraisage de l'acier à l'état trempé et revenu à  $200^\circ\text{C}$ . Sur la plaquette l'usure est moins prononcée, il y a moins de copeau adhérent, les traces d'abrasion sont plus importantes. Cela s'explique par le fait que le matériau est plus dur (63.7 HRc). Comparativement à l'usure observée sur la plaquette de la figure III.6b, celle de la figure III.6c obtenue au cours du fraisage de l'acier à l'état trempé et revenu à  $400^\circ\text{C}$  possède les mêmes caractéristiques. Usure en dépouille par abrasion avec légère déformation plastique de l'arête tranchante, nous remarquons aussi le début de la formation d'une usure en entaille (usure de la profondeur de passe  $a_p$ ). Sur la figure III.6d, pour l'état trempé et revenu à  $600^\circ\text{C}$  l'usure observée est moins importante que pour les cas de revenus précédant, la formation de l'usure en entaille semble se manifester prématurément, cela est expliqué par le fait que à l'état revenu à  $600^\circ\text{C}$  la dureté HRc à diminué en profondeur par rapport à la couche superficielle du matériau.



**Figure III.6 :** Morphologie de l'usure en dépouille de la plaquette *GC1030* à la vitesse de coupe  $V_c = 59 \text{ m/min}$ , a) Etat de livraison; b) Trempe et revenu à  $200^\circ\text{C}$ ; c) Trempe et revenu à  $400^\circ\text{C}$ ; d) Trempe et revenu à  $600^\circ\text{C}$ .

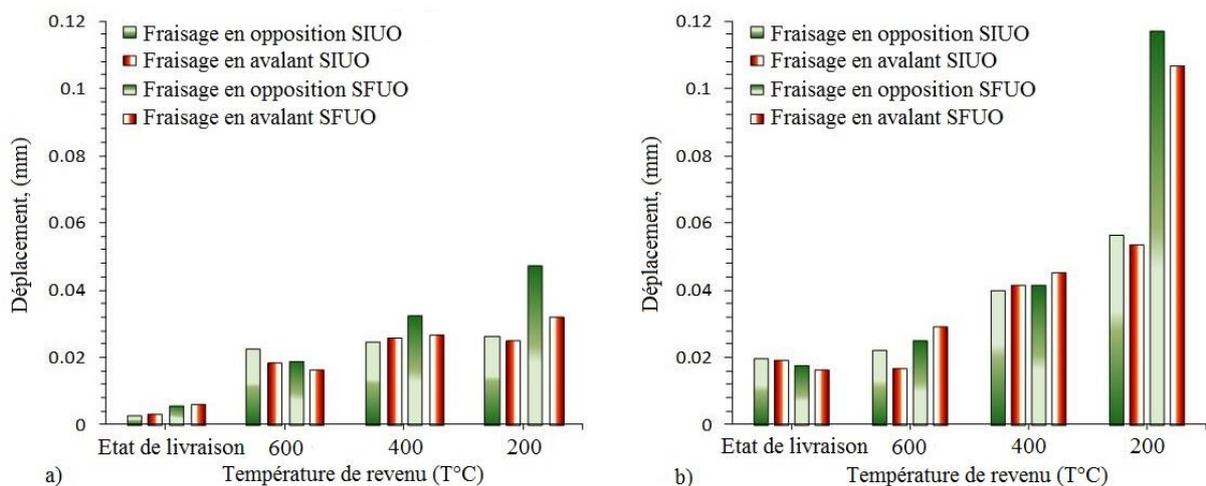
La figure III.7 (a,b,c,d), montre les photos d'usures obtenues sous les conditions de fraisage suivantes: ( $V_c = 113 \text{ m/min}$ ,  $f_z = 0.02 \text{ mm/dent}$ ,  $a_p = 9 \text{ mm}$ ,  $a_e = 0.5 \text{ mm}$ ). La figure III.7a montre l'usure en dépouille relevée au cours du fraisage de l'acier à l'état de livraison, nous remarquons que pour la vitesse de coupe  $113 \text{ m/min}$ , le copeau adhérent a disparu, l'usure en dépouille est plus importante, cela est due à la plasticité du matériau qui est moins dur ( $31.6 \text{ HRC}$ ). La bande usée a subi une forte abrasion. Sur la figure III.7b on observe l'usure relevée au cours du fraisage de l'acier à l'état trempé et revenu à  $200^\circ\text{C}$ . Sur la plaquette l'usure est moins prononcée que celle de l'état recuit, la déformation de l'arête tranchante est plus importante, une forte usure par abrasion accompagnée d'adhésion. Comparativement à l'usure observée sur la plaquette de la figure III.7b, celle de la figure III.7c obtenue au cours du fraisage de l'acier à l'état trempé et revenu à  $400^\circ\text{C}$  est plus uniforme avec une usure par abrasion accompagnée de l'adhésion. Une légère déformation plastique de l'arête tranchante avec un début d'une usure en entaille. Sur la figure III.7d, l'usure est moins importante, nous relevons plusieurs ébréchures (détachement du substrat), cela peut être expliqué par la présence de grains en carbure de chrome extrêmement durs suffisamment concentrés dans l'acier AISI D3 trempé et revenu à  $600^\circ\text{C}$ .



**Figure III.7 :** Morphologie de l'usure en dépouille de la plaquette GC1030 à la vitesse de coupe  $V_c = 113 \text{ m/min}$ , a) Etat de livraison ; b) Trempe et revenu à  $200^\circ\text{C}$ ; c) Trempe et revenu à  $400^\circ\text{C}$ ; d) Trempe et revenu à  $600^\circ\text{C}$ .

### III.5. Effet de la température du revenu sur les vibrations pendant le fraisage d'épaulement de l'acier durci

Les mesures de vibrations ont été effectuées pour chaque cycle d'usinage, mais ces vibrations en terme des déplacements ont été enregistrés dans la direction transversale de la fraise (*axe X*), car la profondeur de l'épaulement augmente au fur et à mesure que le matériau est enlevé. La figure III.8 montre l'historique des valeurs de déplacement générées au stade initial de l'usure de l'outil (*SIUO*) et au stade final de l'usure de l'outil (*SFUO*) pendant le fraisage de l'épaulement en opposition et en avalant soumis à différentes valeurs de dureté par le processus de trempe et de revenu. L'observation principale est que le fraisage en opposition ou en avalant n'a pas généré une grande différence dans les valeurs de déplacement dans toutes les conditions de durcissement. Cependant, lorsque la dureté augmente, la valeur du déplacement est corrélée à la vitesse de coupe appliquée. A  $V_c = 59 \text{ m/min}$  (Fig. III.8a), dans l'état de livraison ( $31.6 \text{ HRC}$ ) la valeur moyenne du déplacement est de  $0.005 \text{ mm}$  et lorsque le matériau est durci, les valeurs moyennes du déplacement sont presque  $7.2 \text{ fois}$  plus élevées. A  $V_c = 113 \text{ m/min}$  (Fig. III.8b), les valeurs de déplacement ont été beaucoup plus élevées que celles enregistrées à  $V_c = 59 \text{ m/min}$  ( $4.5$  à  $18 \text{ fois}$  plus élevées respectivement à la valeur de dureté). Dans la condition à l'état de livraison, la valeur moyenne du déplacement est de  $0.018 \text{ mm}$  et à l'état trempé et revenu à  $200^\circ\text{C}$ , la valeur moyenne du déplacement augmente jusqu'à  $0.087 \text{ mm}$ .



**Figure III.8 :** Effet de la température du revenu de l'acier AISI D3 sur les déplacements vibratoires pendant le fraisage de l'épaulement : a)  $V_c = 59 \text{ m/min}$ ; b)  $V_c = 113 \text{ m/min}$ .

D'après les résultats ci-dessus, lors du fraisage en avalant d'épaulement de l'acier AISI D3 durci, l'interaction entre les trois paramètres de la dureté, de la rugosité de surface et de la tenue de l'outil selon le plan expérimental peut être utilisée comme données de référence sur l'effet de durcissement de l'acier AISI D3 sur la tenue de l'outil et la rugosité de surface, comme illustré dans le tableau III.2. L'encastrement du vibromètre dans la machine peut être d'une grande aide pour suivre à la fois l'évolution de la rugosité de surface et l'usure de l'outil. Le tableau III.3 fournit des données temporelles sur l'évolution des vibrations ainsi que sur l'usure de l'outil correspondante, suggérant que dans toutes les conditions de durcissement, l'outil de coupe a une bonne résistance à l'usure dans les 36 minutes et qu'au-delà, l'usure devient très sensible à la durcissement.

**Tableau III.2** : Effet de durcissement de l'acier AISI D3 sur la tenue de l'outil et la rugosité de surface.

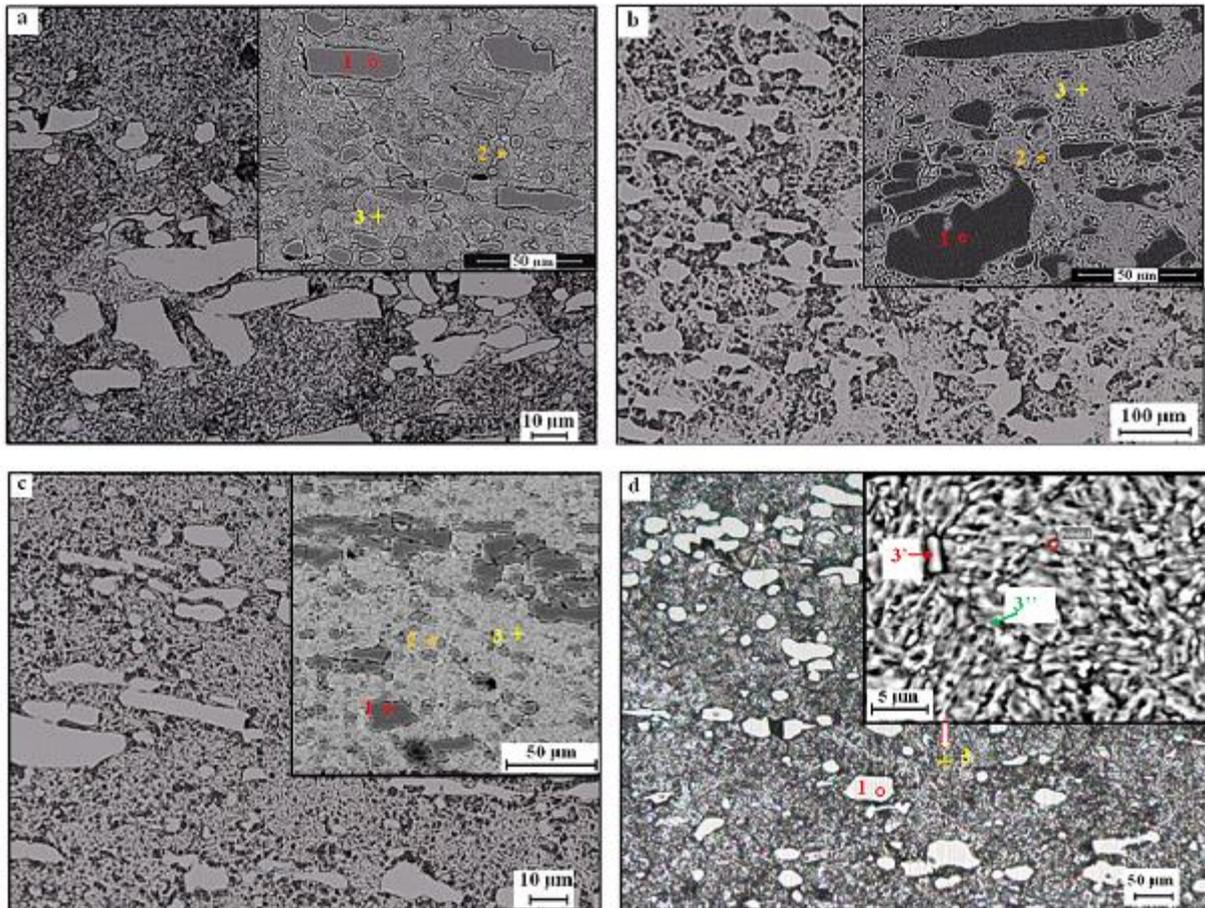
Régimes	Paramètres de coupe					Dureté	Tenue de l'outil	Rugosité de surface (Ra)	
	$a_p$	$a_e$	$f_z$	$V_c$	$n$			T	En opposition
	mm	mm	mm/dent	m/min	tr/min	HRC	min	$\mu\text{m}$	
R1	9	0.5	0.02	59	945	31.6	1058	3.23	0.49
R4	9	0.5	0.02	59	945	49	164	1.15	0.60
R3	9	0.5	0.02	59	945	59.6	55	3.71	0.93
R2	9	0.5	0.02	59	945	63.7	50	8.02	1.53
R5	9	0.5	0.02	113	1800	31.6	330	1.27	0.46
R8	9	0.5	0.02	113	1800	49	64	3.51	0.90
R7	9	0.5	0.02	113	1800	59.6	29	4.10	1.88
R6	9	0.5	0.02	113	1800	63.7	16	6.69	1.70

**Tableau III.3** : Évolution des déplacements ( $Disp$ ) avec l'usure en dépouille ( $V_B$ ) lors du fraisage d'épaulement de l'acier AISI D3 de différentes duretés à vitesse de coupe ( $V_c = 59 \text{ m/min}$ ).

Temps	31.6 HRc		63.7 HRc		59.6 HRc		49.0 HRc					
	Disp	$V_B$	Disp	$V_B$	Disp	$V_B$	Disp	$V_B$				
min	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm	mm				
	En	En	En	En	En	En	En	En				
	opposition	avalant	opposition	avalant	opposition	avalant	opposition	avalant				
6	0.003	0.003	0.015	0.026	0.025	0.065	0.025	0.026	0.060	0.023	0.019	0.046
18	0.006	0.006	0.020	0.041	0.035	0.088	0.033	0.029	0.085	0.021	0.016	0.071
36	0.006	0.006	0.022	0.048	0.042	0.138	0.033	0.031	0.108	0.019	0.016	0.098
66	0.008	0.008	0.026	0.033	0.030	0.275	0.036	0.034	0.155	0.023	0.024	0.120
114	0.009	0.009	0.032				0.031	0.034	0.203	0.026	0.028	0.142
192	0.010	0.009	0.042							0.029	0.031	0.215
1068	0.012	0.011	0.205									

### III.6. Effet de la température du revenu sur la microstructure de l'acier AISI D3

La figure III.9 présente les résultats des analyses métallographiques au microscope optique et à balayage obtenues sur les échantillons de l'acier *AISI D3*: Etat de livraison (a), trempés et revenus à  $200^{\circ}\text{C}$  (b), à  $400^{\circ}\text{C}$  (c) et trempés et revenus à  $600^{\circ}\text{C}$  (d).



**Figure III.9** : Résultats des observations métallographiques des échantillons de l'acier *AISI D3* à l'aide d'un microscope électronique à balayage (*MEB*): (a)-Etat de livraison; Trempés et revenus à : (b)- $200^{\circ}\text{C}$ ; (c)- $400^{\circ}\text{C}$  et (d)- $600^{\circ}\text{C}$ .

Indépendamment de l'état de l'échantillon, les micrographies révèlent une colonie de carbures issus de la solidification primaire de l'acier, orientés dans la direction de la dernière déformation subie par l'acier lors de son élaboration. Compte tenu de la forme circulaire du lopin, l'acier a été préalablement soumis à un forgeage pour briser les amas de carbures primaires et à une extrusion pour lui donner la forme finale recherchée, ce qui explique l'existence de cette texture. Malheureusement, ces carbures ne peuvent pas être modifiés par des traitements thermiques et persistent dans l'ensemble des structures mise au jour.

Par contre, la nature de la matrice métallique évoluera en fonction des traitements appliqués. La figure III.9a, présente la structure de l'échantillon à l'état de livraison qui est constituée d'un mélange de perlite en équilibre dans un fin réseau de cémentite secondaire, structure obtenue après un recuit d'adoucissement. La structure obtenue après trempe à l'huile à partir de  $950^{\circ}\text{C}$  est alors constituée d'une matrice martensitique en équilibre avec un fin réseau de  $\text{Fe}_3\text{C}$  non dissoute au cours du maintien et une quantité d'austénite résiduelle, du fait du rôle stabilisant du chrome dans la structure de l'acier. Outre cela, des carbures non dissouts relativement plus fins et de forme sphérique ont été nettement révélés.

Ce sont en réalité des carbures primaires fractionnés par le forgeage, et sphéroidisés lors du recuit de recristallisation post-forgeage. Les spectres de l'analyse ponctuelle par spectroscopie à énergie dispersive, donnant une appréciation semi-quantitative des teneurs de  $\text{Fe}$ ,  $\text{Cr}$  et  $\text{C}$  ont confirmé la nature des phases de la structure (Fig. III.10) "point 1". Toutes ces phases contribuent à assurer une dureté de l'ordre de  $65 \text{ HRc}$ , sauf à l'état de livraison où la dureté ne dépasse pas  $27 \text{ HRc}$ .

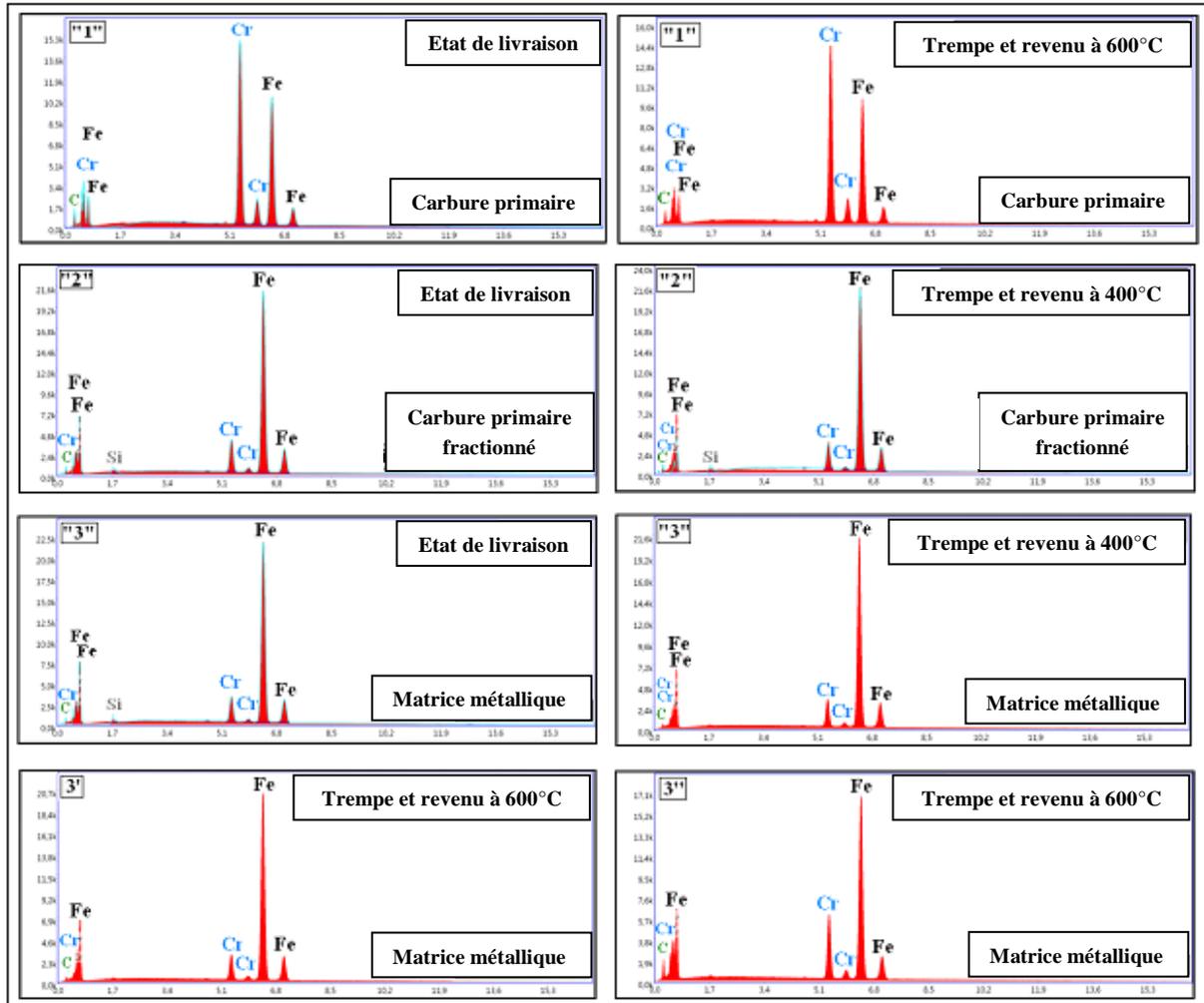
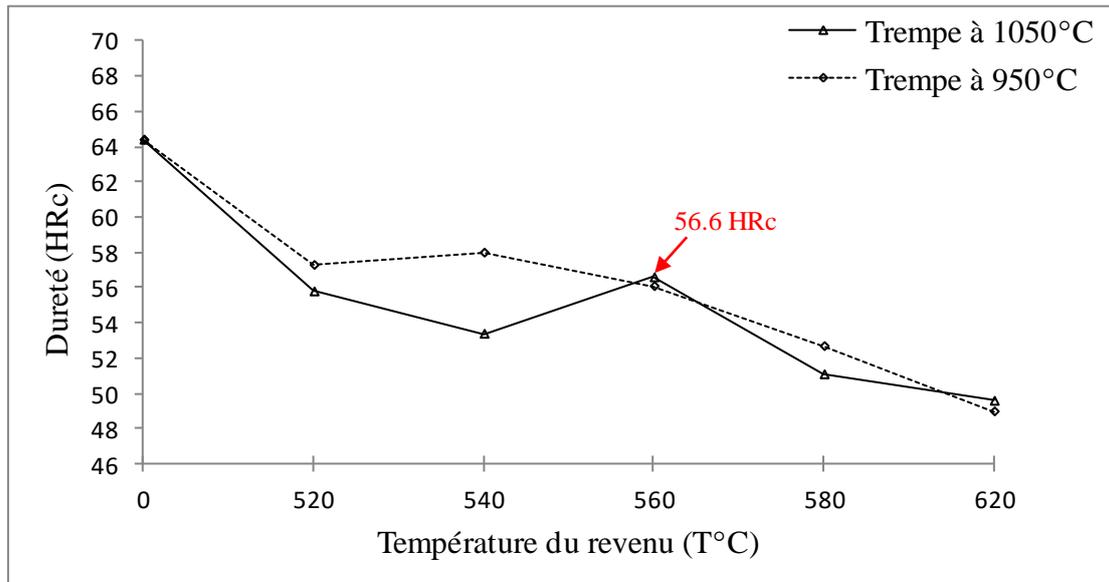


Figure III.10 : Spectres EDS réalisés en différents points de la structure des échantillons à l'état de livraison et traités.

Cette structure persiste après un revenu à  $200^{\circ}\text{C}$  du fait qu'aucune transformation de phases n'est possible à cette température. La matrice martensitique révélée après trempe ne subit aucun changement. On constate cependant une nette révélation du réseau de cémentite secondaire dans la matrice martensitique. Les carbures issus de la solidification primaire, fractionnés et non fractionnés sont toujours présents dans la structure (Fig. III.9b). De ce fait, et comme dans le cas de l'état trempé, la dureté reste quasiment constante, soit environ  $63,4 \text{ HRc}$ .

La structure révélée après un revenu à  $400^{\circ}\text{C}$  n'accuse pas de changements notables. Les carbures primaires, dans leurs deux états, à savoir des carbures non fractionnés et présentant une texture héritée de l'extrusion, et des carbures primaires fractionnées lors des traitements

par déformation. Malgré le caractère semi-quantitatif des spectres *EDS* (Fig. III.10), on peut facilement remarquer que les carbures primaires ayant subi un fractionnement par forgeage (Fig. III.9a) "point 2", sont plus riches en *fer*, ce qui, à notre avis les rend plus facile à briser. Aussi, même après un revenu à  $400^{\circ}\text{C}$ , la dureté de matrice métallique demeure pratiquement inchangée ( $58.7 \text{ HRC}$ ), ce qui confirme le caractère martensitique de cette matrice. On peut donc retenir que jusqu'à  $400^{\circ}\text{C}$ , la structure reste pratiquement inchangée car aucune transformations notables n'a lieu. Les phases identifiées sont la matrice martensitique (Fig. III.10) "point 3", dans laquelle on retrouve les carbures primaires fractionnés et non fractionnés (Fig. III.10) "point 2", le réseau de cémentite non dissoute au cours du maintien isotherme et enfin de l'austénite résiduelle, du fait de la forte stabilisation des phases  $\alpha$  et  $\gamma$  par le chrome. Après un revenu à  $600^{\circ}\text{C}$ , la dureté accuse une nette diminution et ne dépasse guère  $47.6 \text{ HRC}$ . Ceci peut être attribué à un début de décomposition de la martensite et de l'austénite résiduelle, avec l'activation des processus de diffusion avec l'augmentation de la température de revenu. Les spectres (Fig. III.10) nous renseignent plus sur la nature du produit de cette transformation et particulièrement les carbures. Les micrographies révélées par l'analyse métallographiques sur microscopes optique et balayage, montrent clairement une structure bainitique (Fig. III.9d) "point (3'et 3'')", où reconnaissent facilement les facettes de la ferrite légèrement saturée en carbone et les carbures alliés au chrome. Les carbures primaires non dissouts et le réseau de cémentite issu de la trempe à partir du domaine biphasé ( $\gamma + \text{Fe}_3\text{C}$ ), ne subissent aucun changement. La dureté enregistrée est celle de la bainite. On peut retenir que cet acier ne présente pas de durcissement perceptible. Les effets de la précipitation sont totalement équilibrés, ce qui explique le fait que dans l'intervalle  $[500^{\circ}\text{C}-600^{\circ}\text{C}]$ , on n'observe pas de pic de durcissement secondaire. Cette observation peut être expliquée par le fait qu'une grande quantité de carbone et de chrome est définitivement fixée sous forme de carbures primaires. Seule une faible quantité de ces deux éléments participe au phénomène de durcissement par précipitation lors du revenu. La figure III.11 illustre les variations de dureté des différents échantillons d'acier AISI D3 en fonction de la température de revenu dans l'intervalle  $[520^{\circ}\text{C}-620^{\circ}\text{C}]$ . Ces deux courbes comparent la température du trempé à  $950^{\circ}\text{C}$  et  $1050^{\circ}\text{C}$  en garde les mêmes conditions des traitements thermiques pour le temps du maintien et le milieu de refroidissement, la dureté diminue progressivement lorsque la température de revenu augmente sauf de l'échantillon trempé à  $1050^{\circ}\text{C}$  dans la température du revenu  $560^{\circ}\text{C}$  il y'a un pic de durcissement secondaire. La dureté égale en ce point à  $56.6 \text{ HRC}$ .



**Figure III.11** : Effet de la température du revenu dans l'intervalle  $[520^{\circ}\text{C}-620^{\circ}\text{C}]$  sur la dureté de l'acier AISI D3.

### III.7. Conclusion du chapitre III

Dans ce chapitre, Le plan expérimental a été soigneusement sélectionné pour exécuter les opérations de fraisage de finition des épaulements, en fixant une grande profondeur axiale de coupe  $a_p = 9 \text{ mm}$  et une petite profondeur radiale de coupe  $a_e = 0.5 \text{ mm}$  correspondant respectivement à 90 % et 5 % de la longueur de la fraise et d'autre part, en faisant varier la valeur de la vitesse de coupe et la dureté de la pièce, tout en fixant l'avance par dents ( $f_z$ ) à la faible valeur de  $0.02 \text{ mm/dents}$ . Comme on pouvait s'y attendre, en comparaison avec le mode de fraisage en opposition et en avalant, le fraisage en avalant a permis d'obtenir la meilleure rugosité de surface ( $R_a$ ), une plus grande durée de vie de l'outil et moins de vibrations. Cependant, pour atteindre les valeurs de rugosité de finition de surface conventionnelles ( $R_a$ ) allant de  $0.8$  à  $0.2 \mu\text{m}$ , le fraisage en avalant est le plus approprié puisque les valeurs de rugosité résultant du fraisage en opposition sont élevées. Plus la pièce usinée est durcie, plus la valeur de rugosité de surface ( $R_a$ ) est élevée et plus la tenue de l'outil est faible. En ce qui concerne la rugosité de surface, trois régimes  $R1$ ,  $R2$  et  $R5$  peuvent être appliqués pendant le fraisage en avalant, conformément au présent plan expérimental. Lors du fraisage en avalant d'un acier non traité comme dans les conditions de l'état de livraison ( $31.6 \text{ HRC}$ ), la vitesse de coupe  $V_c$  peut être réglée dans une plage de  $59$  à  $113 \text{ m/min}$ . Cependant, en diminuant  $V_c$  de  $113$  à  $59 \text{ m/min}$ , la tenue de l'outil  $T$  augmente de  $3.2$  fois, passant de  $330$  à  $1058 \text{ min}$ . Lors de

durcissement à 49 HRc, la vitesse de coupe  $V_c$  la plus pertinente est de 59 m/min (régime R2 dans le tableau III.3), ce qui donne un bon état de surface, mais la tenue de l'outil  $T$  tombe à 164 min, soit 6.5 fois moins que la durée de vie de l'outil lors du fraisage à l'état de livraison (31.6 HRc). A titre de recommandation, des données référentielles temporelles (Tab. III.4) sur l'évolution des déplacements ainsi que l'usure de l'outil correspondante suggèrent que dans toutes les conditions de durcissement, la fraise possède une bonne résistance à l'usure en 36 min et au-delà l'usure devient très sensible au durcissement. L'effet du revenu à différentes températures sur la dureté, lors de l'augmentation de la température de revenu, la dureté diminue progressivement à la température du trempé à 950°C avec toutes les températures du revenu, sauf il y a un pic du durcissement secondaire à la température du trempé à 1050°C et à la température du revenu 560°C. L'effet de la température du revenu sur la microstructure de l'acier AISI D3 montre que à l'état trempé et revenu est principalement composée de martensite et d'austénite résiduelle dans l'intervalle de la température du revenu 200°C à 400°C. La structure obtenue après un revenu à 600°C sera constitué d'une matrice bainitique dans laquelle persistent les carbures primaires et le réseau de cémentite secondaire. L'acier devient usinable après un revenu à 600°C, avec une dureté relativement plus faible. En microanalyse EDS, donnant une appréciation semi-quantitative des teneurs de Fe, Cr et C ont confirmé la nature des phases de la structure, le fer (Fe), le chrome (Cr) et le carbone (C) sont les éléments essentiels dans la composition chimique de l'acier AISI D3 traité et non traité thermiquement.

# **CHAPITRE IV**

## **Modélisation et optimisation des réponses de l'usinage de l'acier AISI 52100 durci**

## IV.1. Introduction

Dans ce chapitre nous présentons les résultats de la méthodologie des surfaces de réponse (*MSR*). Une étude de l'analyse statistique de la variance (*ANOVA*) afin de calculer la contribution des différents facteurs la vitesse de coupe ( $V_c$ ), l'avance par dents ( $f_z$ ), la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ) et leurs interactions sur les réponses : la rugosité de surface ( $R_a$ ) et les vibrations en terme des déplacements (*Disp*) avant et après traitements thermiques. Cette dernière nous a permis le développement des modèles mathématiques, d'exprimer la relation entre les éléments du régime de coupe et les paramètres technologiques étudiés ainsi que la présentation en 3D sous forme d'une surface de réponse comparé l'état de livraison avec l'état traitée. Ces réponses ont été mesurées lors du fraisage d'épaulement de l'acier *AISI 52100* on utilisant le plan d'expérience factoriel complet  $3^3$  de taguchi de (27 essais). L'objectif de cette analyse est de déterminer les facteurs et les interactions qui ont un effet statistiquement significatif sur les paramètres étudiés, définir les modèles mathématiques des réponses et d'optimiser les conditions de coupe avant et après traitements thermiques.

## IV.2. Résultats expérimentaux

Le tableau IV-1 présente les résultats expérimentaux correspondants à la rugosité de surface ( $R_a$ ) et les déplacements (*Disp*). Ces valeurs ont été obtenues en utilisant des différentes combinaisons des éléments de régime de coupe (la vitesse de coupe ( $V_c$ ), l'avance par dents ( $f_z$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ )) selon la matrice de planification des expériences pour un plan  $3^3$ , lors du fraisage d'épaulement à l'état de livraison et à l'état traité de l'acier *AISI 52100*.

**Tableau IV.1** : Essais expérimentaux et résultats pour les réponses de l'usinage AISI 52100

Essai N°	Paramètres d'usinage			Paramètres de réponse			
				Etat de livraison		Etat traité	
	Vc (m/min)	fz (mm/dent)	a <sub>e</sub> (mm)	Ra (µm)	Disp (mm)	Ra t (µm)	Disp t (mm)
1	76.9	0.01	0.25	0.93	0.0015	0.59	0.0038
2	76.9	0.01	0.50	0.70	0.0036	0.46	0.0114
3	76.9	0.01	0.75	0.70	0.0045	0.56	0.0191
4	76.9	0.02	0.25	1.15	0.0041	0.45	0.0137
5	76.9	0.02	0.50	0.85	0.0063	0.49	0.0247
6	76.9	0.02	0.75	1.07	0.0072	0.58	0.0301
7	76.9	0.03	0.25	1.00	0.0044	0.48	0.0230
8	76.9	0.03	0.50	0.86	0.0065	0.52	0.0290
9	76.9	0.03	0.75	1.05	0.0079	0.71	0.0355
10	94.2	0.01	0.25	0.36	0.0031	0.30	0.0151
11	94.2	0.01	0.50	0.31	0.0050	0.25	0.0176
12	94.2	0.01	0.75	0.31	0.0059	0.28	0.0206
13	94.2	0.02	0.25	0.33	0.0038	0.27	0.0171
14	94.2	0.02	0.50	0.34	0.0053	0.28	0.0195
15	94.2	0.02	0.75	0.31	0.0062	0.31	0.0267
16	94.2	0.03	0.25	0.39	0.0039	0.26	0.0206
17	94.2	0.03	0.50	0.34	0.0054	0.37	0.0229
18	94.2	0.03	0.75	0.33	0.0071	0.30	0.0373
19	113	0.01	0.25	0.39	0.0045	0.35	0.0078
20	113	0.01	0.50	0.50	0.0062	0.37	0.0127
21	113	0.01	0.75	0.46	0.0071	0.36	0.0163
22	113	0.02	0.25	0.39	0.0052	0.34	0.0145
23	113	0.02	0.50	0.34	0.0050	0.33	0.0165
24	113	0.02	0.75	0.39	0.0061	0.41	0.0188
25	113	0.03	0.25	0.35	0.0047	0.44	0.0147
26	113	0.03	0.50	0.39	0.0071	0.41	0.0230
27	113	0.03	0.75	0.41	0.0076	0.47	0.0286

### IV.3. La méthode de modélisation appliquée

La méthode appliquée pour la détermination des modèles mathématiques est la méthodologie de surface de réponse (*MSR*), en utilisant des logiciels de statistique: *Design-Expert 10* et *Minitab 18*. Cette méthode a pour objectifs de déterminer les facteurs et les interactions qui ont un effet statistiquement significatif. L'analyse de variance (*ANOVA*) est utilisée pour tester la validité du modèle, ainsi qu'examiner la signification et l'adéquation du modèle. Le modèle est adéquat dans un intervalle de confiance de 95%. Lorsque les valeurs de *P* sont inférieures à 0.05 (ou 95 % de confiance), les modèles obtenus sont considérés statistiquement significatifs. En d'autres termes, plus le *R*<sup>2</sup> approche à la valeur 1 plus le modèle est compatible avec les valeurs réelles (expérimentales) [78, 82].

Dans l'étude actuelle, la relation entre les conditions de coupe et l'aspect de l'usinabilité est donnée comme suit :

$$Y = \phi(Vc, fz, a_g) \quad (IV.1)$$

où *Y* est l'aspect d'usinabilité désirée et  $\phi$  est la fonction de réponse. L'approximation de *Y* est proposée à l'aide d'un modèle mathématique quadratique, qui convient pour l'étude des effets des interactions des paramètres de régime de coupe sur les caractéristiques d'usinabilité. Dans le présent travail, le modèle mathématique du second ordre basé sur *MSR* est donné par ce qui suit :

$$Y = x_0 + \sum_{i=1}^k y_i X_i + \sum_{ij} y_{ij} X_i X_j + \sum_{i=1}^k y_{ii} X_i^2 + \varepsilon_{ij} \quad (IV.2)$$

$$(\varepsilon_{ij} = y_{ij} - \bar{y}_{ij}) \quad (IV.3)$$

Où  $x_0$  est le terme libre de l'équation de régression, les coefficients  $y_1, y_2, \dots, y_k$  et  $y_{11}, y_{22}, \dots, y_{kk}$  sont les termes linéaires et quadratiques respectivement, tandis que  $y_{12}, y_{13}, \dots, y_{k-1}$  sont les termes interactifs et  $\varepsilon_{ij}$  présente l'erreur d'ajustement pour le modèle de régression.

D'autre part, le coefficient de détermination  $R^2$  est défini par le rapport de la dispersion des résultats, donné par la relation :

$$R^2 = \frac{\sum(y_i - \bar{y})^2}{\sum(\bar{y}_i - \bar{y})^2} \quad (IV.4)$$

Avec

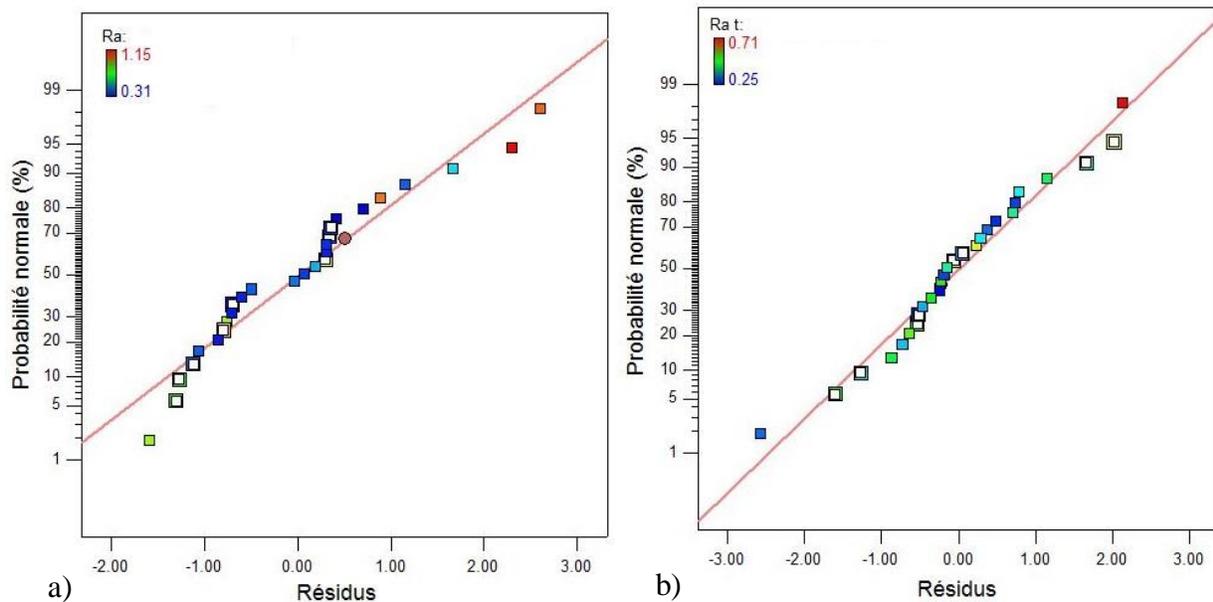
$y_i$  : La valeur de la réponse calculée à la *i*<sup>ème</sup> expérience;

$\bar{y}$  : La valeur moyenne des réponses mesurées;

$\bar{y}_i$ : La valeur moyenne à la  $i^{\text{ème}}$  expérience [12, 83].

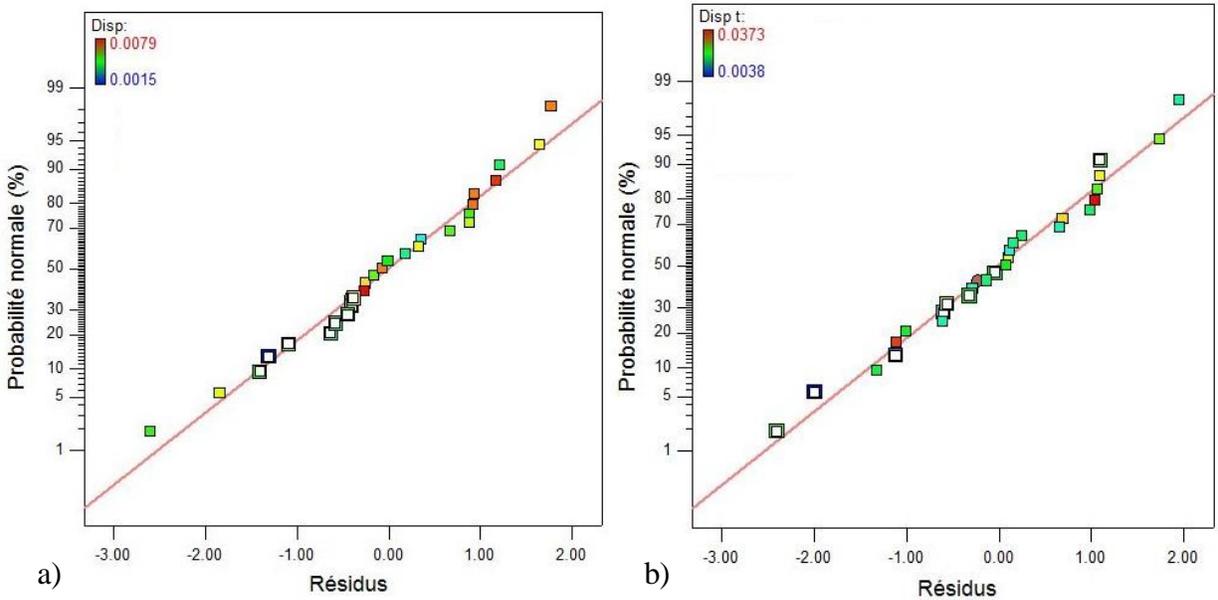
#### IV.4. Analyse statistique et modélisation des réponses

Avant de commencer l'analyse statistique et la modélisation des réponses, un test de normalité a été effectué pour vérifier si les données jouent un rôle explicatif dans les modèles. Les graphiques de probabilités normales des résidus de la rugosité de surface ( $Ra$ ) et les déplacements ( $Disp$ ) avant et après traitement thermique sont respectivement illustrés dans les figures IV.1 (a, b) et IV.2 (a, b). Ils indiquent que les résidus se trouvent très proche par rapport la ligne droite de la normalité. Donc on peut supposer que les données sont distribuées normalement.



**Figure IV.1** : Probabilités normales des résidus pour la rugosité de surface ( $Ra$ ):

a) l'état de livraison; b) l'état traité.



**Figure IV.2** : Probabilités normales des résidus pour les déplacements (*Disp*) :  
a) l'état de livraison; b) l'état traité.

#### IV.4.1. Résultats de la rugosité de surface ( $R_a$ )

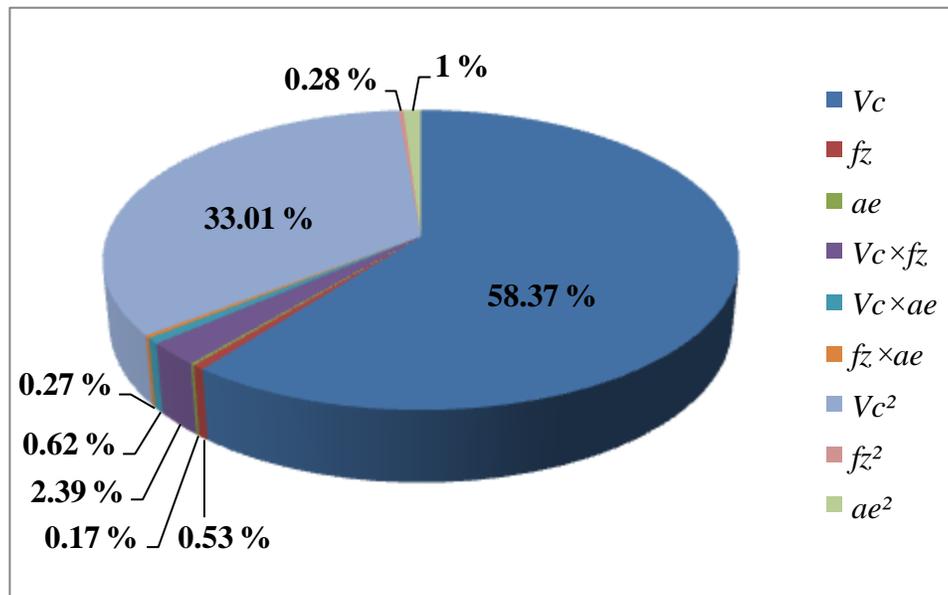
##### IV.4.1.1. Analyse de la variance (ANOVA) pour ( $R_a$ )

Dans ces tableaux IV.2 à IV.5 sont mentionnés les valeurs des degrés de liberté ( $DL$ ), la somme des carrés des écarts ( $SCE$ ), les carrés moyens ( $CM$ ), la propriété statistique ( $PS$ ) et la valeur de ( $P$ ) c'est la probabilité pour un modèle statistique, la contribution en pourcentage ( $Cont. \%$ ) de chaque facteur et les différentes interactions indiquant le degré d'influence sur les résultats. Plus le pourcentage de contribution ( $Cont. \%$ ) est grand, plus le facteur a un effet sur les paramètres étudiées. Le but principal est d'analyser l'influence des paramètres de coupe ( $V_c$ ,  $f_z$  et  $a_e$ ) sur la variance totale des résultats. Les valeurs de ( $P$ ) dans les modèles sont inférieures à  $0.05$  ce qui indique que les modèles sont adéquats et que les termes ont un effet significatif sur les réponses mesurées. D'après les résultats du tableau IV.2 et la figure VI.3 montre les contributions des termes significatifs et insignifiants du modèle de la rugosité de surface ( $R_a$ ) à l'état de livraison. La vitesse de coupe ( $V_c$ ) est le facteur le plus important qui affectant la rugosité de surface ( $R_a$ ) à l'état de livraison, sa contribution est  $58.37 \%$ . Ensuite vient le terme carrée ( $V_c^2$ ) sa contribution est  $33.01 \%$  et l'interaction entre la vitesse de coupe et l'avance par dent ( $V_c \times f_z$ ) un effet

significatif sur la rugosité de surface puisque la valeur de probabilité ( $P$ ) est inférieure à 0.05 et égale à 0.0158 avec sa contribution est de 2.39 %. Par contre les interactions ( $Vc \times a_e$ ) et ( $fz \times a_e$ ) n'ont pas un effet significatif puisque la valeur de probabilité ( $P$ ) est supérieure à 0.05 avec une faible contribution. En outre, les résultats de l'analyse d'ANOVA ont indiqué nettement que l'effet l'avance par dent ( $fz$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ) sur la rugosité de surface ( $Ra$ ) a été très faible, ces facteurs n'ont pas un effet significatif, avec ces contributions 0.53 % et 0.17 %, respectivement.

**Tableau IV.2** : Analyse de la variance (ANOVA) pour la rugosité de surface ( $Ra$ ) à l'état de livraison.

Source	SCE	DL	CM	PS	P	Cont. %	Remarques
Model	1.98	9	0.22	32.36	< 0.0001		Significant
Vc	1.22	1	1.22	174.63	< 0.0001	58.37	Significant
fz	0.011	1	0.011	1.56	0.2281	0.53	Non significant
a <sub>e</sub>	3.523×10 <sup>-3</sup>	1	3.523×10 <sup>-3</sup>	0.50	0.4876	0.17	Non significant
Vc×fz	0.050	1	0.050	7.18	0.0158	2.39	Significant
Vc×a <sub>e</sub>	0.013	1	0.013	1.83	0.1942	0.62	Non significant
fz×a <sub>e</sub>	5.633×10 <sup>-3</sup>	1	5.633×10 <sup>-3</sup>	0.81	0.3821	0.27	Non significant
Vc <sup>2</sup>	0.69	1	0.69	97.93	< 0.0001	33.01	Significant
fz <sup>2</sup>	5.807×10 <sup>-3</sup>	1	5.807×10 <sup>-3</sup>	0.83	0.3750	0.28	Non significant
a <sub>e</sub> <sup>2</sup>	0.021	1	0.021	2.97	0.1028	1.00	Non significant
Erreur	0.12	17	6.998×10 <sup>-3</sup>				
Total	2.09	26					

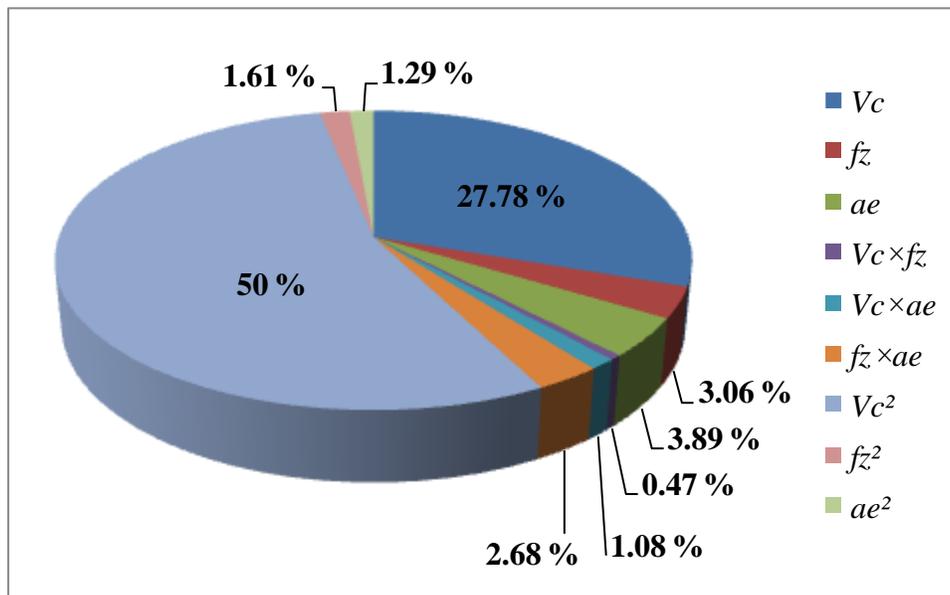


**Figure IV.3** : Contribution des termes significatifs et insignifiants du modèle pour la rugosité de surface ( $Ra$ ) à l'état de livraison.

Le tableau IV.3 expose les résultats de l'analyse de variance (ANOVA) pour le critère de rugosité ( $Ra$ ) à l'état traité, les contributions des termes significatifs et insignifiants du modèle de la rugosité de surface ( $Ra$ ) ont montrent sur la figure IV.4. Il est claire que la vitesse de coupe ( $V_c$ ) est le facteur le plus influent sur la rugosité de surface ( $Ra$ ) avec une contribution de 27.78 % et le terme carrée ( $V_c^2$ ) sa contribution est 50 %. Une affectation légèrement sur la rugosité de surface ( $Ra$ ) par la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ) et l'avance par dent ( $f_z$ ) à cause de l'augmentation de la dureté et le changement microstructurale avec sa contribution de 3.89 % et 3.06 %, respectivement. Le seule interaction entre l'avance par dent et la profondeur de coupe radiale ( $f_z \times a_e$ ) ont un effet significatif, puisque la valeur de la probabilité ( $P$ ) est inférieure à 0.05 avec sa contribution de 2.68 %. Les termes carrés ( $f_z^2$ ,  $a_e^2$ ) et les interactions ( $V_c \times f_z$ ,  $V_c \times a_e$ ) n'ont pas d'effet significatif.

**Tableau IV.3** : Analyse de la variance (ANOVA) pour la rugosité de surface ( $Ra$ ) à l'état traité.

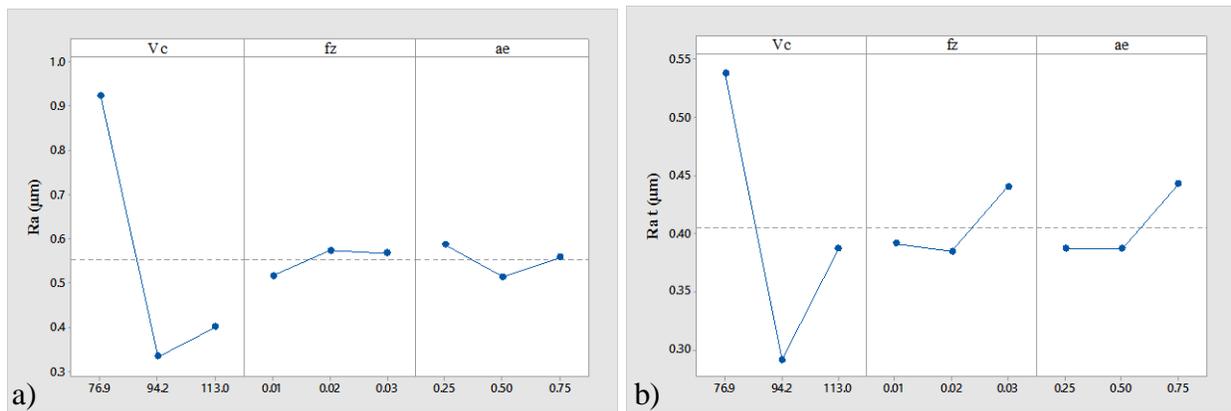
Source	SCE	DL	CM	PS	P	Cont. %	Remarques
Model	0.33	9	0.037	18.94	< 0.0001		Significant
Vc	0.10	1	0.10	53.29	< 0.0001	27.78	Significant
fz	0.011	1	0.011	5.65	0.0295	3.06	Significant
ae	0.014	1	0.014	7.07	0.0165	3.89	Significant
Vc×fz	1.678×10 <sup>-3</sup>	1	1.678×10 <sup>-3</sup>	0.87	0.3640	0.47	Non significant
Vc×ae	3.870×10 <sup>-3</sup>	1	3.870×10 <sup>-3</sup>	2.01	0.1746	1.08	Non significant
fz×ae	9.633×10 <sup>-3</sup>	1	9.633×10 <sup>-3</sup>	5.00	0.0391	2.68	Significant
Vc <sup>2</sup>	0.18	1	0.18	94.42	< 0.0001	50.00	Significant
fz <sup>2</sup>	5.807×10 <sup>-3</sup>	1	5.807×10 <sup>-3</sup>	3.01	0.1008	1.61	Non significant
ae <sup>2</sup>	4.630×10 <sup>-3</sup>	1	4.630×10 <sup>-3</sup>	2.40	0.1397	1.29	Non significant
Erreur	0.033	17	1.928×10 <sup>-3</sup>				
Total	0.36	26					



**Figure IV.4** : Contribution des termes significatifs et insignifiants du modèle pour la rugosité de surface ( $Ra$ ) à l'état traité.

Les graphes de la figure IV.5 et IV.10 confirment les résultats de l'analyse de la variance indiqués au tableau IV.2 à IV.5. On peut comparer le degré d'influence de divers facteurs sur les réponses : la rugosité de surface ( $Ra$ ) et les déplacements ( $Disp$ ).

Les graphiques des effets principaux de la figure IV.5 (a) montre que la vitesse de coupe ( $Vc$ ) est le facteur le plus influent sur la rugosité de surface ( $Ra$ ) à l'état de livraison de la pièce usinée puisqu'elle présente la plus grande pente. Par contre, l'avance par dents ( $fz$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $ae$ ) n'ont pas un impact significatif, par ce que les deux courbes de ( $fz$ ) et ( $ae$ ) ont présenté presque une ligne droite. Sur la figure IV.5 (b) à l'état traité de la pièce usinée, la vitesse de coupe ( $Vc$ ) est resté toujours le facteur le plus influent sur la rugosité de surface ( $Ra$ ) qui a la pente la plus élevée, suivie par la profondeur de coupe radiale ( $ae$ ) et l'avance par dent ( $fz$ ) ont présenté sur ces deux courbes des petites pente. Donc ils ont une très faible influence sur ( $Ra$ ).



**Figure IV.5 :** Graphique des effets principaux de ( $Vc$ ,  $fz$  et  $ae$ ) sur la rugosité de surface ( $Ra$ ) : a) à l'état de livraison; b) à l'état traité.

#### IV.4.1.2. Analyse de régression pour ( $Ra$ )

L'analyse de régression selon le critère de la rugosité de surface ( $Ra$ ) à l'état de livraison de la pièce à usinée en fonction de ( $Vc$ ,  $fz$  et  $ae$ ) donne l'équations du modèle quadratique mathématique complet (Eq. IV.5) avec un coefficient de corrélation ( $R^2 = 94.32\%$ ).

$$Ra = +10.886 - 0.208 \times Vc + 44.616 \times fz - 1.858 \times a_e - 0.358 \times Vc \times fz + 7.231 \times 10^{-3} \times Vc \times a_e + 8.666 \times fz \times a_e + 1.039 \times 10^{-3} \times Vc^2 - 311.111 \times fz^2 + 0.942 \times a_e^2 \quad (IV.5)$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit de la rugosité de surface ( $Ra$ ) à l'état de livraison de la pièce usinée en fonction de ( $Vc$ ,  $fz$ ,  $ae$ ) donne l'équation (IV.6).

$$Ra = +10.36 - 0.2046 \times Vc + 36.5 \times fz - 0.0578 \times a_e - 0.358 \times Vc \times fz + 1.039 \times 10^{-3} \times Vc^2 \quad (IV.6)$$

L'analyse de régression selon le critère de la rugosité de surface ( $Ra$ ) à l'état traité de la pièce usinée en fonction de ( $Vc$ ,  $fz$  et  $a_e$ ) donne l'équation du modèle quadratique mathématique complet (Eq. IV.7) avec un coefficient de corrélation ( $R^2 = 90.93 \%$ ).

$$Ra t = +5.656 - 0.105 \times Vc - 21.869 \times fz - 0.183 \times a_e + 0.065 \times Vc \times fz - 3.979 \times 10^{-3} \times Vc \times a_e + 11.333 \times fz \times a_e + 5.358 \times 10^{-4} \times Vc^2 - 311.111 \times fz^2 + 0.444 \times a_e^2 \quad (IV.7)$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit de la rugosité de surface ( $Ra$ ) à l'état traité de la pièce usinée en fonction de ( $Vc$ ,  $fz$ ,  $a_e$ ) donne l'équation (IV.8).

$$Ra t = +5.524 - 0.1059 \times Vc - 3.22 \times fz - 0.116 \times a_e + 11.33 \times fz \times a_e + 5.36 \times 10^{-4} \times Vc^2 \quad (IV.8)$$

La figure IV.6 expose une comparaison entre les résultats de la surface de réponse en 3D de la rugosité de surface ( $Ra$ ) obtenus à l'état de livraison et à l'état traité, ces deux graphes superposés en fonction des paramètres de coupe notamment la vitesse de coupe ( $Vc$ ), l'avance par dent ( $fz$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ). Dans les figures IV.6 (a et b), on observe que la vitesse de coupe est le paramètre le plus significatif sur la rugosité de surface et sa variation est très élevée à l'état de livraison, tandis que l'effet de l'avance par dent ( $fz$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ) est négligeable, à l'état traité l'effet de la vitesse de coupe ( $Vc$ ) sur la rugosité de surface ( $Ra$ ) est moindre par rapport à l'état de livraison avec une très faible influence de l'avance par dent ( $fz$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ). La figure IV.6 (c) montre l'évolution de la rugosité de surface ( $Ra$ ) en fonction de l'avance par dents ( $fz$ ) et de la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ). Cette évolution à l'état de livraison dans l'intervalle de  $[0.25-0.4] \mu m$  de ( $Ra$ ) montre que l'avance par dent ( $fz$ ) a une influence relativement très faible, d'autre part on remarque que la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ) n'a presque aucun effet sur ( $Ra$ ). Par contre, à l'état traité. On remarque une forte augmentation de la rugosité de surface ( $Ra$ ) lorsque l'avance par dents ( $fz$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ) va atteindre les valeurs maximales, ces observations justifient l'utilisation de vitesse de coupe élevée, de faible avance par dent et une faible profondeur de coupe radiale dans le processus de fraisage dur d'une opération de finition où une valeur minimale de la rugosité de surface ( $Ra$ ) est désirée.

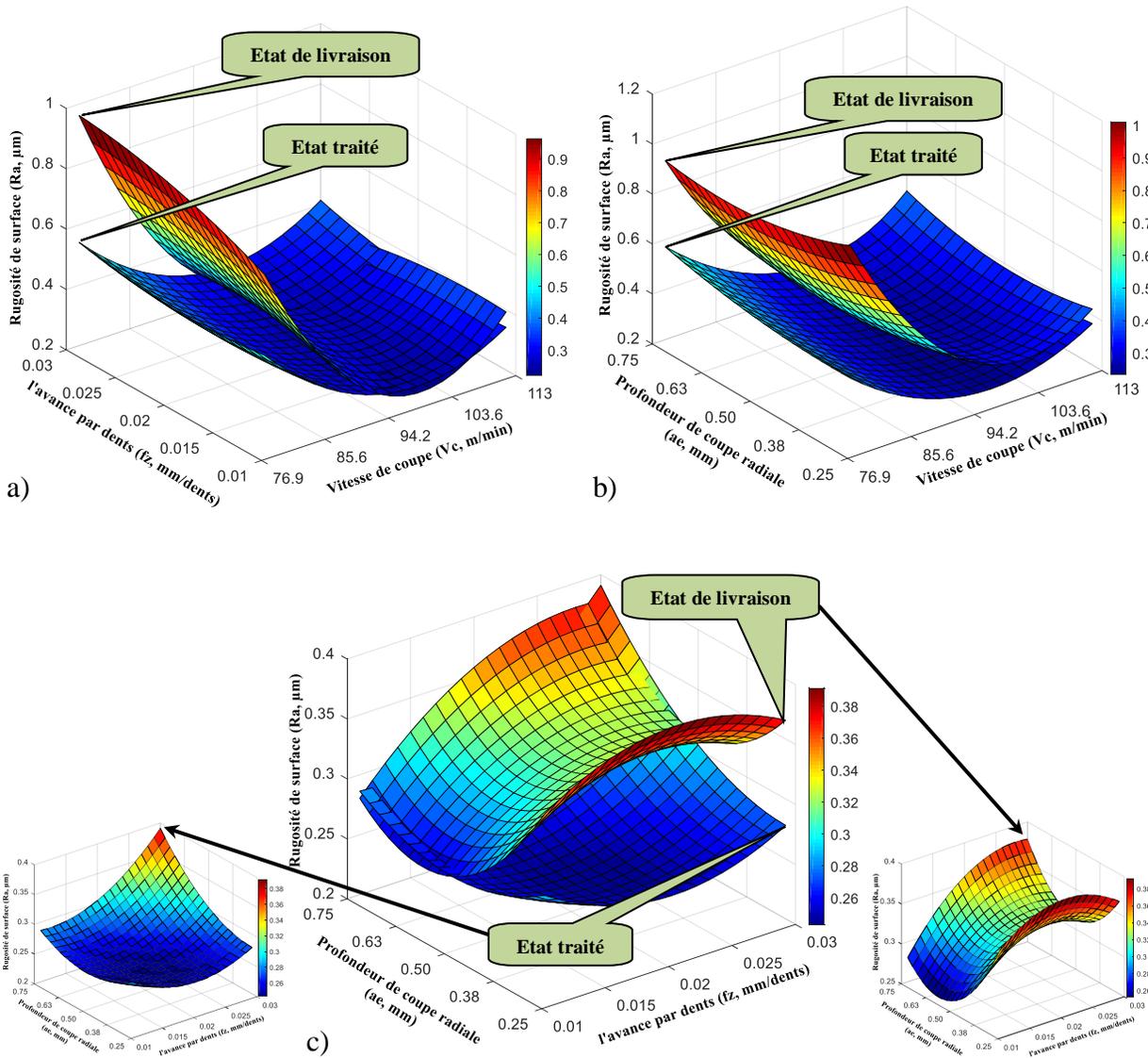
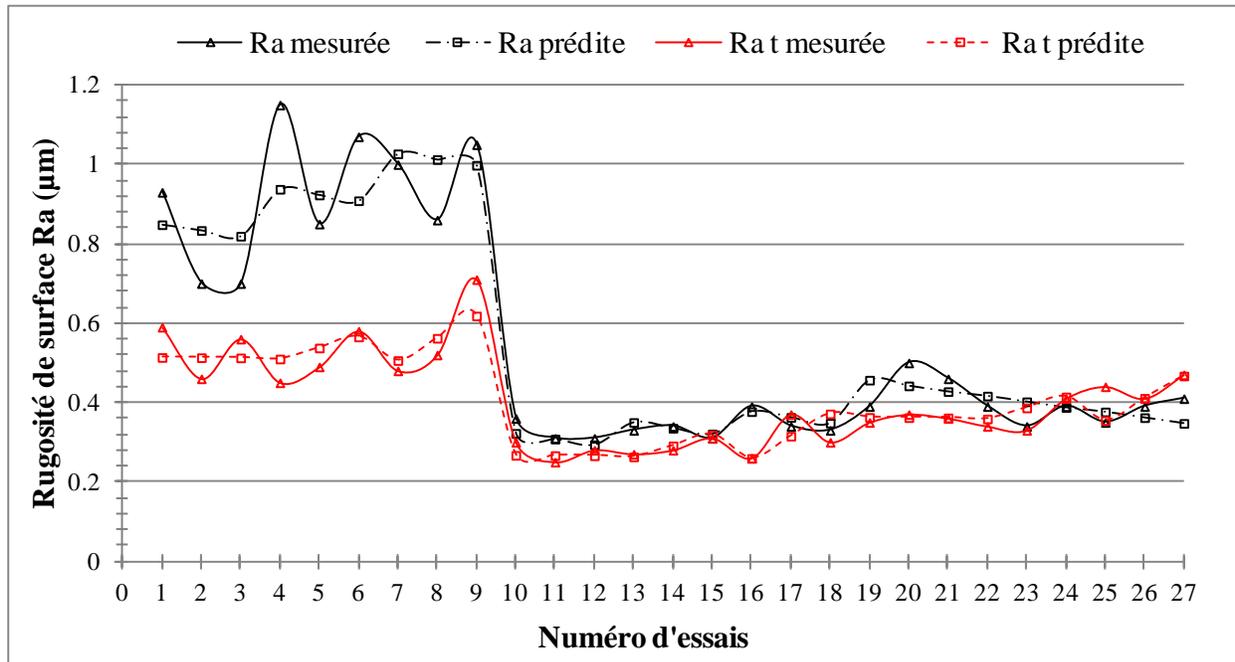


Figure IV.6 : Effet des paramètres de coupe sur la rugosité de surface ( $Ra$ ) obtenus à l'état de livraison et à l'état traité.

#### IV.4.1.3. Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites pour ( $Ra$ )

La comparaison entre les valeurs expérimentales (mesurées) et prédites de la rugosité de surface ( $Ra$ ) avant et après traitement thermique, est présentée graphiquement sur la figure IV.7. Ces chiffres indiquent que les modèles mathématiques réduits obtenus par la méthodologie de surface de réponse ( $MSR$ ), les valeurs mesurées et prédites sont très proches, ce qui prouve que ces deux modèles mathématiques à l'état de livraison et à l'état traité ont fiabilité. Par conséquent, les modèles mathématiques obtenus par l'analyse de régression peuvent être utilisés pour prévoir les

valeurs de rugosité de surface ( $Ra$ ) avant et après traitement thermique de la pièce usinée pour toute combinaison de la vitesse de coupe ( $V_c$ ), l'avance par dent ( $f_z$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ) dans la plage de l'expérimentation effectuée.



**Figure IV.7 :** Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites de la rugosité de surface ( $Ra$ ) obtenus à l'état de livraison et à l'état traité.

#### IV.4.2. Résultats de déplacement ( $Disp$ )

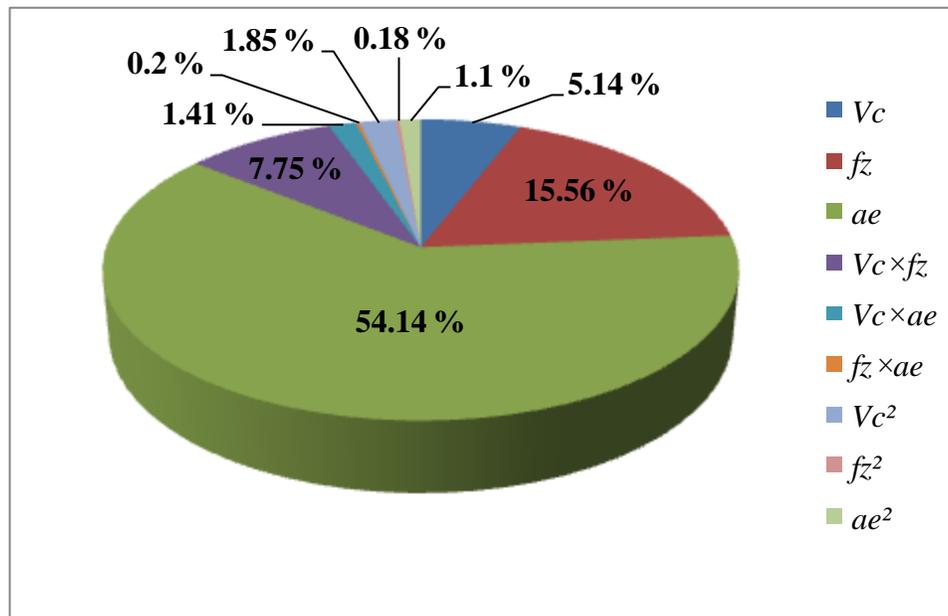
##### IV.4.2.1. Analyse de la variance (ANOVA) pour ( $Disp$ )

Les tableaux IV.4 et IV.5 illustrent les résultats de l'ANOVA pour les déplacements ( $Disp$ ) avant et après traitement thermique, respectivement, pour un niveau de confiance de 95%. A partir du tableau IV.4 et la figure IV.8 explique mieux l'ordre des grandeurs des différentes contributions des facteurs principaux et des interactions et aussi des termes carrés, les résultats de l'analyse de la variance montrent que la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ) est le paramètre le plus influant sur les déplacements ( $Disp$ ) avec une contribution de 54.14 %, par ce que la pièce usinée exerce un effort importante c'est-à-dire une résistance à la pénétration sur l'outil de coupe ce qui contribue à l'augmentation des déplacements ( $Disp$ ). Le facteur suivant influençant les déplacements ( $Disp$ ) est l'avance par dent ( $f_z$ ) suivi par la vitesse de coupe ( $V_c$ ), leurs contributions sont de 15.56 % et 5.14 % respectivement. L'interaction entre la vitesse de coupe et l'avance par dent ( $V_c \times f_z$ ) ont un

effet significatif avec sa contribution est de 7.75 %. Par contre les autres interactions et les termes carrés n'ont pas un effet significatif.

**Tableau IV.4** : Analyse de la variance (ANOVA) pour les déplacements (*Disp*) à l'état de livraison.

Source	SCE	DL	CM	PS	P	Cont. %	Remarques
Model	$5.355 \times 10^{-5}$	9	$5.950 \times 10^{-6}$	14.06	< 0.0001		Significant
Vc	$3.125 \times 10^{-6}$	1	$3.125 \times 10^{-6}$	7.39	0.0146	5.14	Significant
fz	$9.450 \times 10^{-6}$	1	$9.450 \times 10^{-6}$	22.33	0.0002	15.56	Significant
a <sub>e</sub>	$3.289 \times 10^{-5}$	1	$3.289 \times 10^{-5}$	77.72	< 0.0001	54.14	Significant
Vc×fz	$4.706 \times 10^{-6}$	1	$4.706 \times 10^{-6}$	11.12	0.0039	7.75	Significant
Vc×a <sub>e</sub>	$8.588 \times 10^{-7}$	1	$8.588 \times 10^{-7}$	2.03	0.1724	1.41	Non significant
fz×a <sub>e</sub>	$1.200 \times 10^{-7}$	1	$1.200 \times 10^{-7}$	0.28	0.6012	0.20	Non significant
Vc <sup>2</sup>	$1.123 \times 10^{-6}$	1	$1.123 \times 10^{-6}$	2.65	0.1217	1.85	Non Significant
fz <sup>2</sup>	$1.067 \times 10^{-7}$	1	$1.067 \times 10^{-7}$	0.25	0.6220	0.18	Non significant
a <sub>e</sub> <sup>2</sup>	$6.667 \times 10^{-7}$	1	$6.667 \times 10^{-7}$	1.58	0.2264	1.10	Non significant
Erreur	$7.193 \times 10^{-6}$	17	$4.231 \times 10^{-7}$				
Total	$6.075 \times 10^{-5}$	26					

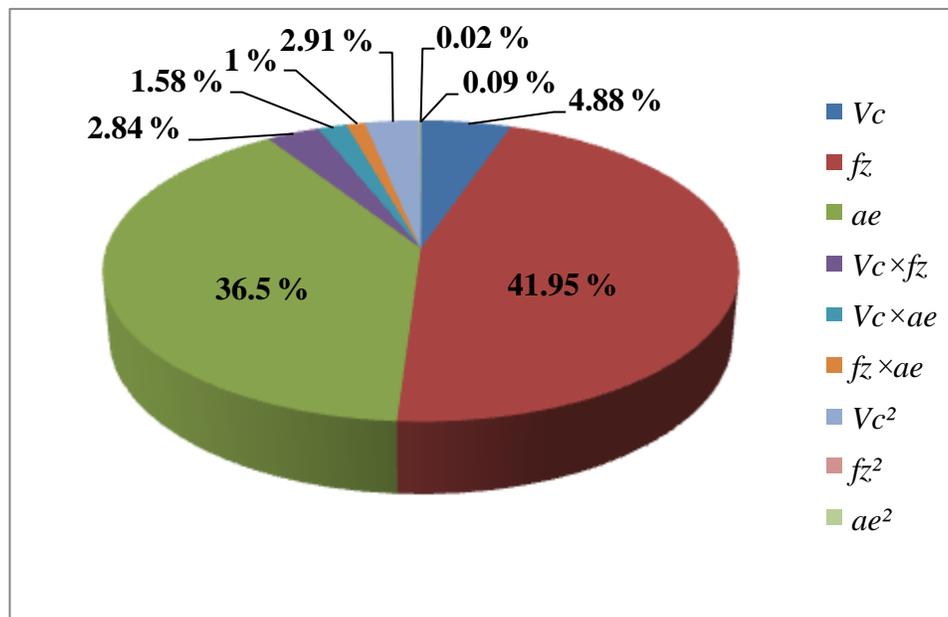


**Figure IV.8** : Contribution des termes significatifs et insignifiants du modèle pour les déplacements (*Disp*) à l'état de livraison.

Le tableau IV.5 présente les résultats d'analyse de la variance pour les déplacements (*Disp*) à l'état traité. L'analyse des résultats montre que l'avance par dent ( $f_z$ ) a une influence statistiquement significative avec une contribution de 41.95 %, suivi par la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ) avec sa contribution est de 36.50 %, un effet considérable sur ces deux facteurs ( $f_z$ ) et ( $a_e$ ), la valeur de probabilité ( $P$ ) de ces derniers est  $< 0.0001$ , alors que après le traitement thermique de la pièce usinée, la dureté augmente presque deux fois, sa valeur augmente de 28 à 52.8 *HRC*, une grande résistance à la pénétration sur l'outil de coupe ce qui contribue à l'augmentation des déplacements (*Disp*), pour cela avec ces conditions de l'usinage dur, il y'a une contribution en même temps de l'avance par dent ( $f_z$ ) avec la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ). Une faible contribution de la vitesse de coupe ( $V_c$ ) égale à 4.88 %, le terme carré ( $V_c^2$ ) contribue est de 2.91 % et l'interaction ( $V_c \times f_z$ ) avec sa contribution est de 2.84 %, tandis que les interactions ( $V_c \times a_e$ ), ( $f_z \times a_e$ ) et termes carrés ( $f_z^2$ ), ( $a_e^2$ ) sont insignifiants. Les contributions des termes significatifs et insignifiants du modèle pour les déplacements (*Disp*) à l'état traité sont représenté par la figure IV.9.

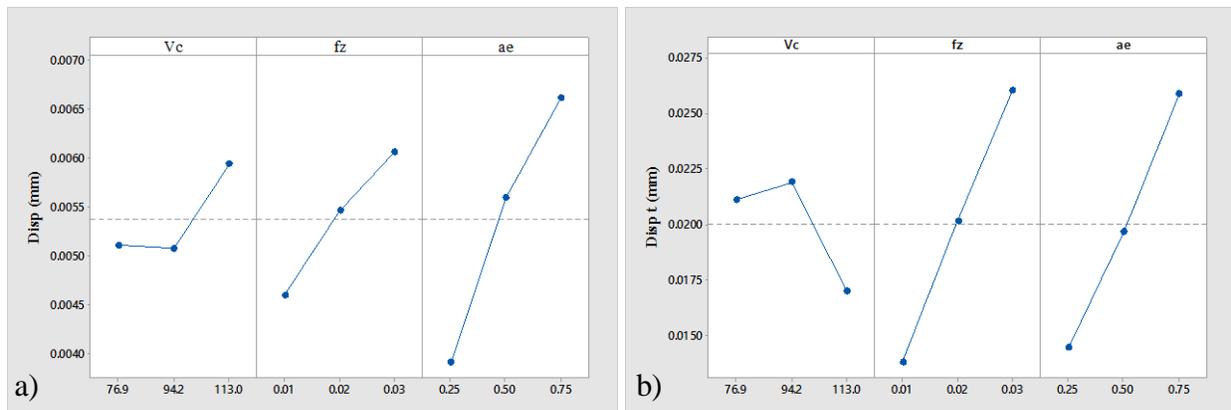
**Tableau IV.5** : Analyse de la variance (ANOVA) pour les déplacements (*Disp*) à l'état traité.

Source	SCE	DL	CM	PS	P	Cont. %	Remarques
Model	$1.476 \times 10^{-3}$	9	$1.640 \times 10^{-4}$	23.61	< 0.0001		Significant
Vc	$7.771 \times 10^{-5}$	1	$7.771 \times 10^{-5}$	11.19	0.0038	4.88	Significant
fz	$6.686 \times 10^{-4}$	1	$6.686 \times 10^{-4}$	96.28	< 0.0001	41.95	Significant
ae	$5.817 \times 10^{-4}$	1	$5.817 \times 10^{-4}$	83.76	< 0.0001	36.50	Significant
Vc×fz	$4.528 \times 10^{-5}$	1	$4.528 \times 10^{-5}$	6.52	0.0206	2.84	Significant
Vc×ae	$2.521 \times 10^{-5}$	1	$2.521 \times 10^{-5}$	3.63	0.0738	1.58	Non significant
fz×ae	$1.587 \times 10^{-5}$	1	$1.587 \times 10^{-5}$	2.29	0.1490	1.00	Non significant
Vc <sup>2</sup>	$4.635 \times 10^{-5}$	1	$4.635 \times 10^{-5}$	6.68	0.0193	2.91	Significant
fz <sup>2</sup>	$3.267 \times 10^{-7}$	1	$3.267 \times 10^{-7}$	0.047	0.8309	0.02	Non significant
ae <sup>2</sup>	$1.402 \times 10^{-6}$	1	$1.402 \times 10^{-6}$	0.20	0.6589	0.09	Non significant
Erreur	$1.181 \times 10^{-4}$	17	$6.944 \times 10^{-6}$				
Total	$1.594 \times 10^{-3}$	26					



**Figure IV.9** : Contribution des termes significatifs et insignifiants du modèle pour les déplacements (*Disp*) à l'état traité.

La courbe qui a la pente la plus élevée signifie que le facteur a la plus grande influence sur la réponse. Les graphiques des effets principaux ( $V_c$ ,  $f_z$  et  $a_e$ ) pour les déplacements à l'état de livraison de la figure IV.10 (a). Il apparaît clairement que la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ) affecte fortement les déplacements ( $Disp$ ) à l'état de livraison de la pièce usinée, suivie par l'avance par dent ( $f_z$ ). Par contre, la vitesse de coupe ( $V_c$ ) a une très faible influence sur les déplacements ( $Disp$ ). Sur la figure IV.10 (b) à l'état traité de la pièce usinée, l'avance par dent ( $f_z$ ) est devenu le facteur le plus influent sur les déplacements ( $Disp$ ) qui a la pente la plus élevée, suivie par la profondeur de coupe radiale ( $a_e$ ). Cependant, la vitesse de coupe ( $V_c$ ) a très peu d'influence sur les déplacements ( $Disp$ ).



**Figure IV.10 :** Graphique des effets principaux de ( $V_c$ ,  $f_z$  et  $a_e$ ) sur les déplacements ( $Disp$ ) : a) à l'état de livraison; b) à l'état traité.

#### IV.4.2.2. Analyse de régression pour ( $Disp$ )

L'analyse de régression selon le critère des déplacements ( $Disp$ ) à l'état de livraison de la pièce usinée en fonction de ( $V_c$ ,  $f_z$  et  $a_e$ ) donne l'équation du modèle quadratique mathématique complet (Eq. IV.9) avec un coefficient de corrélation ( $R^2 = 88.16\%$ ).

$$\begin{aligned}
 Disp = & +1.877 \times 10^{-4} - 1.305 \times 10^{-4} \times V_c + 0.435 \times f_z + 0.015 \times a_e - 3.468 \times 10^{-3} \\
 & \times V_c \times f_z - 5.926 \times 10^{-5} \times V_c \times a_e + 0.040 \times f_z \times a_e + 1.330 \times 10^{-6} \\
 & \times V_c^2 - 1.333 \times f_z^2 - 5.333 \times 10^{-3} \times a_e^2 \quad (IV.9)
 \end{aligned}$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit des déplacements ( $Disp$ ) à l'état de livraison de la pièce usinée en fonction de ( $V_c$ ,  $f_z$ ,  $a_e$ ) donne l'équation (IV.10).

$$Disp = -7.59 \times 10^{-3} + 9.3 \times 10^{-5} \times Vc + 0.402 \times fz + 5.422 \times 10^{-3} \times a_e - 3.47 \times 10^{-3} \times Vc \times fz \quad (IV.10)$$

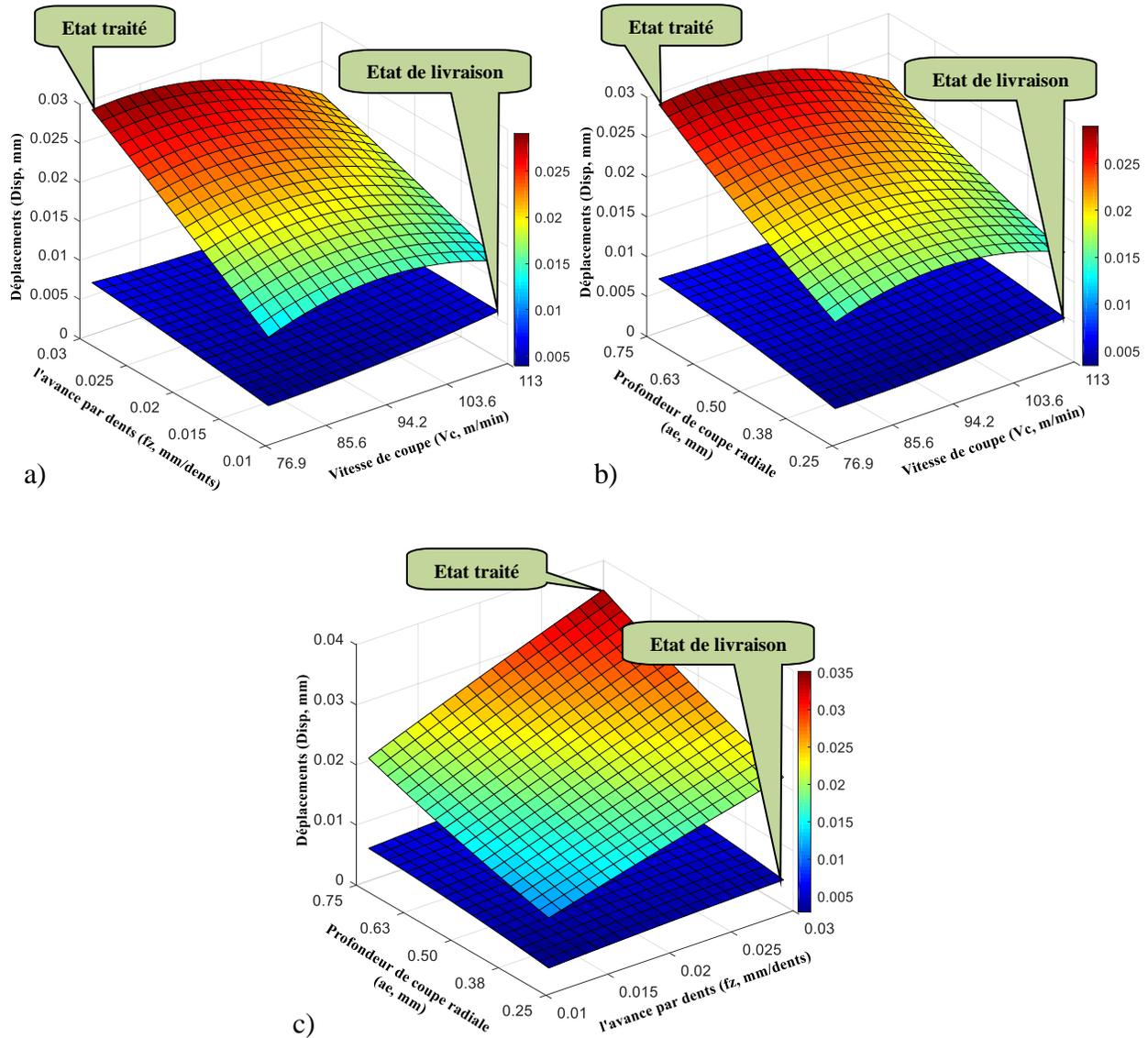
L'analyse de régression selon le critère des déplacements (*Disp*) à l'état traité de la pièce usinée en fonction de (*Vc*, *fz* et *a<sub>e</sub>*) donne l'équation du modèle quadratique mathématique complet (Eq. IV.11) avec un coefficient de corrélation ( $R^2 = 92.59 \%$ ).

$$Disp t = -0.098 + 1.884 \times 10^{-3} \times Vc + 1.494 \times fz + 0.036 \times a_e - 0.011 \times Vc \times fz - 3.211 \times 10^{-4} \times Vc \times a_e + 0.460 \times fz \times a_e - 8.548 \times 10^{-6} \times Vc^2 - 2.333 \times fz^2 + 7.733 \times 10^{-3} \times a_e^2 \quad (IV.11)$$

En introduisant seulement les facteurs qui ont un effet significatif, le modèle réduit des déplacements (*Disp*) à l'état traité de la pièce usinée en fonction de (*Vc*, *fz*, *a<sub>e</sub>*) donne l'équation (IV.12).

$$Disp t = -0.0883 + 1.723 \times 10^{-3} \times Vc + 1.631 \times fz + 0.02282 \times a_e - 0.01076 \times Vc \times fz - 9 \times 10^{-6} \times Vc^2 \quad (IV.12)$$

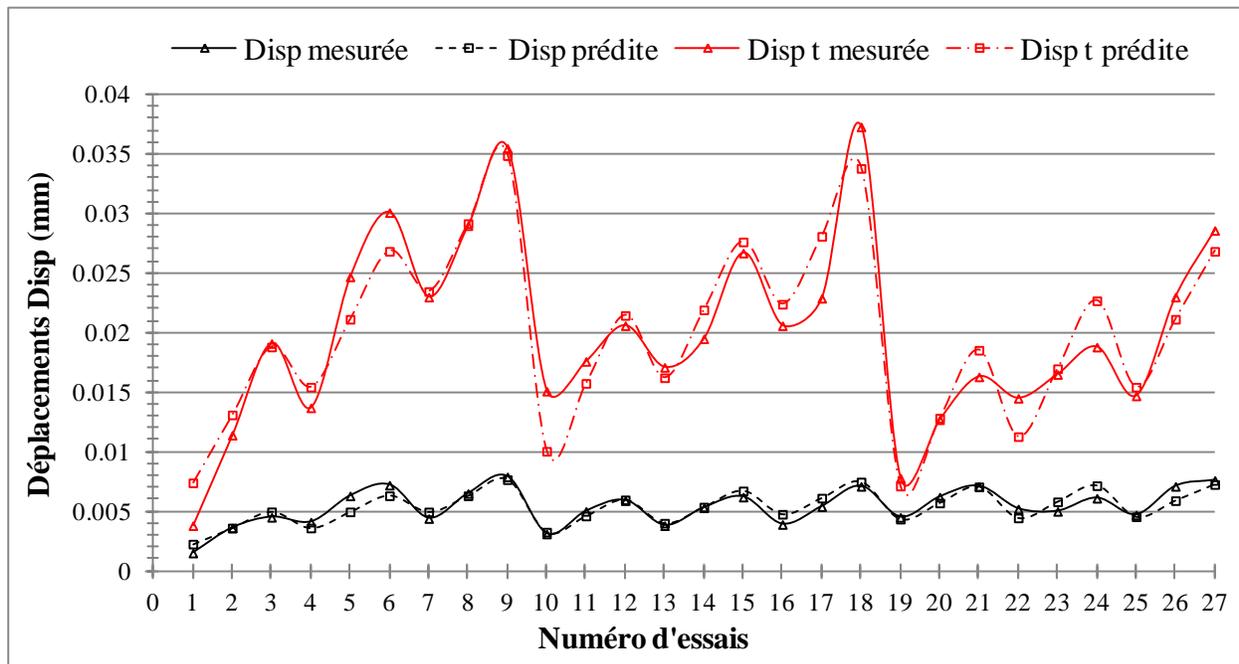
Les surfaces de réponses en 3D de déplacements (*Disp*) en fonction des facteurs d'entrée la vitesse de coupe (*Vc*), l'avance par dent (*fz*) et la profondeur de coupe radiale (*a<sub>e</sub>*) sont représentées dans la figure (IV.11), toujours par deux graphes superposés comparatifs l'état de livraison avec l'état traité, les valeurs maximales des déplacements sont à l'état traité puisque le matériau devient difficile à usiner grâce à sa grande dureté. La figure IV.11 (a) illustre l'effet de l'interaction entre la vitesse de coupe (*Vc*) et l'avance par dent (*fz*). Comme il a été prévu, on remarque que les déplacements (*Disp*) augmentent avec l'augmentation de l'avance par dent, d'autre part une faible influence par la vitesse de coupe sur les déplacements. Sur la figure IV.11 (b) est représenté les deux surfaces de réponses en 3D superposées de (*Disp*) en fonction de (*Vc* et *a<sub>e</sub>*). On remarque que l'augmentation de la profondeur de coupe radiale (*a<sub>e</sub>*) fait augmenter les déplacements (*Disp*), par contre la vitesse de coupe (*Vc*) reste toujours un faible effet sur les déplacements (*Disp*). La figure IV.11 (c) expose les deux surfaces de réponses en 3D de (*Disp*) en fonction de (*fz* et *a<sub>e</sub>*). On constate que l'augmentation de l'avance par dent (*fz*) et la profondeur de coupe radiale (*a<sub>e</sub>*) induisent une forte augmentation des déplacements (*Disp*), notamment à l'état traité. Il est évident que la profondeur de coupe radiale (*a<sub>e</sub>*) est le paramètre qui a l'influence majeure sur l'augmentation des déplacements (*Disp*) à l'état de livraison comparativement avec l'avance par dent (*fz*) est le paramètre majeur sur l'augmentation des déplacements (*Disp*) à l'état traité.



**Figure IV.11 :** Effet des paramètres de coupe sur les déplacements (*Disp*) obtenus à l'état de livraison et à l'état traité.

#### IV.4.2.3. Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites pour (*Disp*)

La figure IV.12 illustre les différences entre les valeurs mesurées et prédites des déplacements (*Disp*) avant et après traitement thermique. On remarque que les valeurs mesurées et prédites sont très proches ce qui prouve que ces deux modèles mathématiques réduits à l'état de livraison et à l'état traité ont fiable.



**Figure IV.12** : Comparaison entre les valeurs mesurées et prédites des déplacements (*Disp*) obtenus à l'état de livraison et à l'état traité.

#### IV.5. Optimisation des conditions de coupe

L'objectif de cette partie est de minimiser la rugosité de surface (*Ra*) et les déplacements (*Disp*) au cours du fraisage d'épaulement de l'acier AISI 52100 à l'état de livraison et à l'état traité. Cette optimisation est une optimisation combinée que à obtenir le minimum de toutes les réponses (*Ra*, *Ra t*, *Disp* et *Disp t*). Les plages de facteurs définis et les contraintes utilisées pendant le processus d'optimisation sont illustrés dans le tableau IV.6. Les chiffres de 1 à 5 représentent un degré de l'importance dans les conditions des paramètres d'entrée et les réponses de sortie, la rugosité de surface (*Ra*) prend le plus d'importance, parce que c'est la qualité de surface de la pièce à usiner soit à l'état de livraison ou à l'état traité. Ensuite, l'importance des déplacements (*Disp*) qui joue un rôle comme les vibrations, c'est-à-dire la stabilisation du système usinant.

**Tableau IV.6 :** Contraintes d'optimisation des paramètres d'usinage.

Conditions	Objectif	Limite inférieure	Limite supérieure	Importance
<b>Vc (m/min)</b>	Intervalle	76.9	113	<b>3</b>
<b>fz (mm/dent)</b>	Intervalle	0.01	0.03	<b>3</b>
<b>a<sub>e</sub> (mm)</b>	Intervalle	0.25	0.75	<b>3</b>
<b>Ra (µm)</b>	Minimisé	0.31	1.15	<b>5</b>
<b>Ra t (µm)</b>	Minimisé	0.25	0.71	<b>5</b>
<b>Disp (mm)</b>	Minimisé	0.0015	0.0079	<b>1</b>
<b>Disp t (mm)</b>	Minimisé	0.0038	0.0373	<b>1</b>

L'approche générale consiste d'abord à convertir chaque réponse  $y_i$  dans une fonction de désirabilité individuelle  $d_i$  qui varie sur la plage :

$$0 \leq d_i \leq 1 \quad (\text{IV.13})$$

Où si la réponse  $y_i$  atteint son but ou sa cible, alors  $d_i = 1$  et si la réponse est en dehors d'une région inacceptable,  $d_i = 0$ .

Les variables de conception sont ensuite choisies pour maximiser la désirabilité globale :

$$D = (d_1 \times d_2 \times \dots \times d_m)^{1/m} \quad (\text{IV.14})$$

Où il y a  $m$  réponses. La désirabilité globale sera nulle si l'une des réponses individuelles est indésirable.

- Si la cible  $T$  pour la réponse  $y$  est une valeur maximale :

$$d = \begin{cases} 0 & y < L \\ \left(\frac{y-L}{T-L}\right)^r & L \leq y \leq T \\ 1 & y > T \end{cases} \quad (\text{IV.15})$$

- Si la cible  $T$  pour la réponse  $y$  est une valeur minimale :

$$d = \begin{cases} 1 & y < T \\ \left(\frac{U-y}{U-T}\right)^r & T \leq y \leq U \\ 0 & y > U \end{cases} \quad (\text{IV.16})$$

Cette procédure fait appel à des fonctions de désirabilité [77].

Les solutions proposées obtenus dans ce cas d'optimisation par la méthodologie de surface (*MSR*) sont rapportées dans le tableau IV.7 par ordre de niveau décroissant de désirabilité. La valeur de désirabilité 0.936 correspond à la meilleure valeur de la rugosité de surface (*Ra*) et les minimums des déplacements (*Disp*) dans l'intervalle des paramètres indiqués, soit à l'état de livraison et à l'état traité. Les graphiques de désirabilité (des diagrammes de surface 3D et les graphiques de contour 2D) sont présentés dans la figure IV.13, ils présentent les valeurs optimales des paramètres de coupe telle que la vitesse de coupe (*Vc*), l'avance par dent (*fz*) et la profondeur de coupe radiale (*a<sub>e</sub>*). Les paramètres de coupe optimaux obtenus s'avèrent : la vitesse de coupe (*Vc* = 97.938 m/min), l'avance par dents (*fz* = 0.013 mm/dents) et la profondeur de coupe radiale (*a<sub>e</sub>* = 0.288 mm).

**Tableau IV.7** : Solutions optimales obtenues pour la rugosité de surface et les déplacements.

Solution	Vc	fz	a <sub>e</sub>	Ra	Ra t	Disp	Disp t	Désirabilité	
Numéro	m/min	mm/dents	mm	µm	µm	mm	mm		
1	97.938	0.013	0.288	0.310	0.252	0.0037	0.0137	0.936	<u>Choisi</u>
2	97.908	0.013	0.289	0.310	0.252	0.0037	0.0137	0.936	
3	97.923	0.013	0.288	0.310	0.253	0.0037	0.0136	0.936	
4	97.940	0.013	0.289	0.310	0.252	0.0037	0.0137	0.936	
5	97.828	0.013	0.289	0.310	0.253	0.0037	0.0136	0.936	
6	97.767	0.013	0.291	0.310	0.252	0.0037	0.0137	0.936	
7	97.897	0.014	0.292	0.310	0.250	0.0038	0.0139	0.936	
8	97.203	0.010	0.298	0.295	0.267	0.0035	0.0121	0.932	
9	102.803	0.010	0.499	0.229	0.250	0.0051	0.0148	0.904	

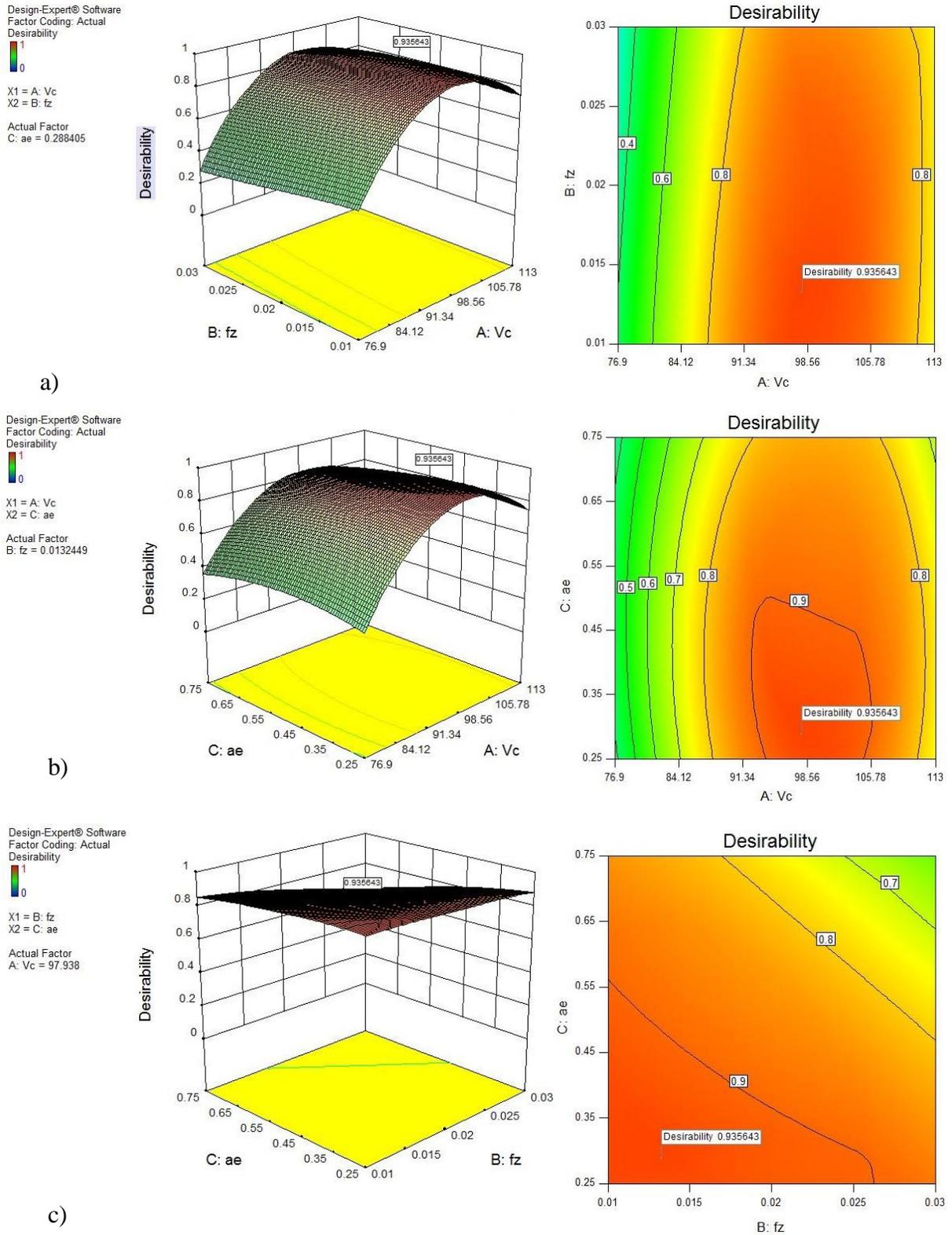
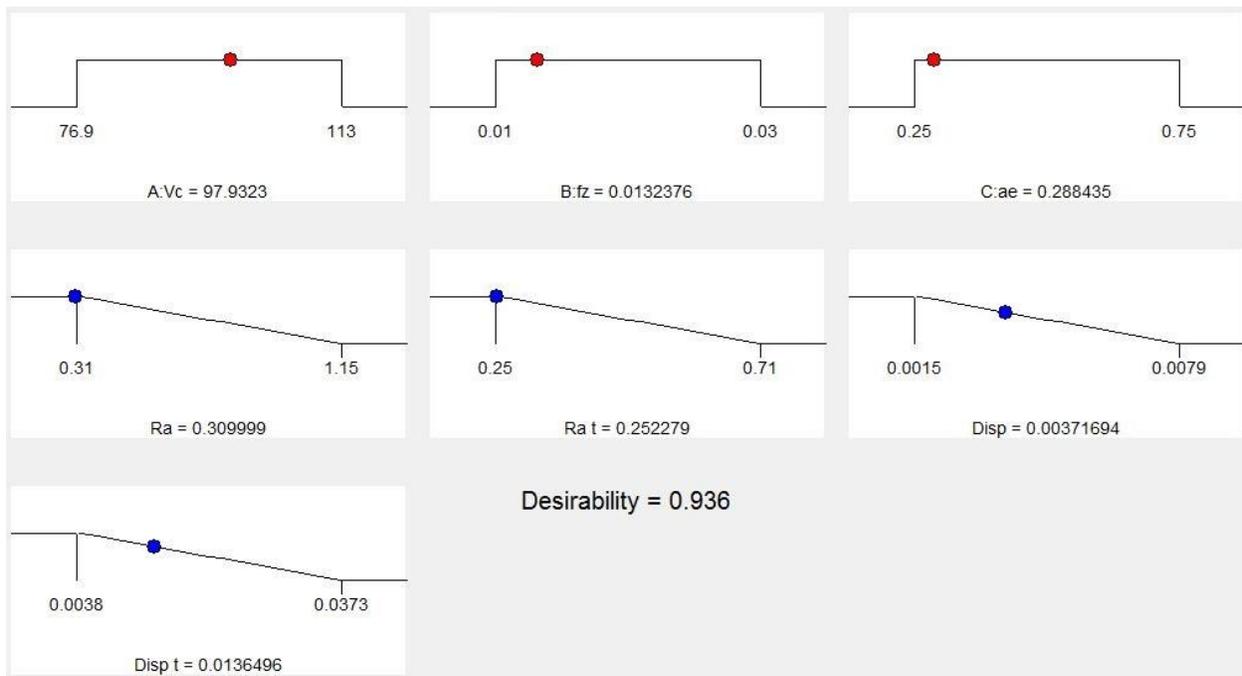
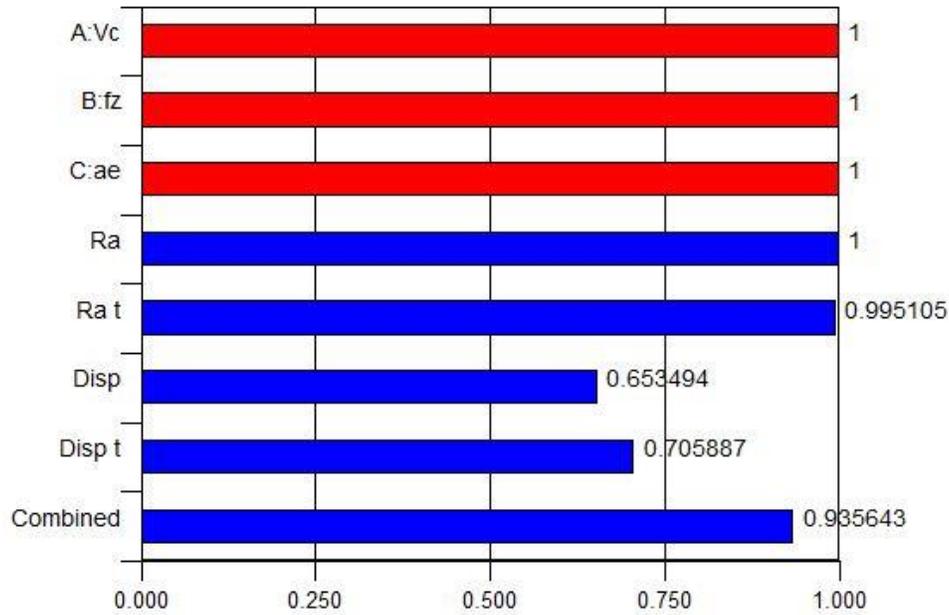


Figure IV.13 : Graphiques de désirabilité (diagrammes de surface 3D et graphiques de contour 2D) pour la rugosité de surface et les déplacements.

Le graphique de la solution optimale désirée est donné dans la figure IV.14. Cette figure montre la valeur maximale de désirabilité et les valeurs des paramètres de coupe ( $V_c$ ,  $f_z$  et  $a_e$ ) pour obtenir la plus basse valeur de la rugosité de surface ( $Ra$ ) et les minimums des déplacements ( $Disp$ ) avant et après traitement thermique. La rugosité de surface et les déplacements optimisés sont les suivantes: ( $Ra = 0.310 \mu m$ ,  $Disp = 0.0037 mm$ ) à l'état de livraison, ( $Ra t = 0.252 \mu m$ ,  $Disp t = 0.0137 mm$ ) à l'état traité. La figure IV.15 présente le graphique des barres analogiques des désirabilités : en rouge sont les conditions de coupe, en bleu sont les réponses ainsi que la désirabilité combinée, ce dernier c'est-t-dire la combinaison entre les quatre optimisations ( $Ra$ ,  $Ra t$ ,  $Disp$  et  $Disp t$ ). La désirabilité combinée = 0.936, cette valeur optimale presque égale à 1 indique que ces modèles mathématiques sert une grande précision.



**Figure IV.14** : Diagramme d'optimisation combinée de la rugosité de surface ( $Ra$ ) et les déplacements ( $Disp$ ).



**Figure IV.15** : Barres analogiques des désirabilités : les conditions de coupe, les réponses ( $Ra$ ,  $Disp$ ,  $Ra t$ ,  $Disp t$ ) et combinée.

#### IV.6. Validation des résultats

Afin de vérifier la validation des résultats obtenus pour la rugosité de surface ( $Ra$ ) et les déplacements ( $Disp$ ) avant et après traitement thermique en utilisant d'autres conditions de coupe, mais sont dans la gamme des niveaux des conditions de coupe étudiées, les tests de validations expérimentales et prédites par des modèles mathématiques de régression développés sont montrés respectivement dans les tableaux (IV.8) et (IV.9). Le but principal est de valider la précision de ces modèles mathématiques quadratiques. Les expériences choisies ont été prédites dans l'intervalle de confiance égale à 95%. Il est clair que les valeurs expérimentales et prédites sont très proches les unes des autres. Les erreurs calculées pour la rugosité de surface ( $Ra$ ) à l'état de livraison et ( $Ra t$ ) à l'état traité, varient respectivement de 1.19 à 4.95 % et de 2.17 à 4.95 %. Les erreurs calculées pour les déplacements ( $Disp$ ) à l'état de livraison et ( $Disp t$ ) à l'état traité, varient respectivement de 2.14 à 5.89 % et de 1.52 à 5.24 %.

**Tableau IV.8 :** Validation expérimentale pour la rugosité de surface ( $Ra$ )  
à l'état de livraison (recuit) et à l'état traité.

N°	Condition de coupe			Etat de livraison (recuit)			Etat traité		
	Vc	fz	a <sub>e</sub>	Ra	Ra	Erreur	Ra t	Ra t	Erreur
	m/min	mm/dent	mm	Exp.	Préd.	%	Exp.	Préd.	%
<b>1</b>	59	0.02	0.5	2.09	2.184	<b>4.50</b>	1.09	1.133	<b>3.91</b>
<b>2</b>	59	0.04	0.7	2.51	2.480	<b>1.19</b>	1.21	1.249	<b>3.22</b>
<b>3</b>	113	0.02	0.5	0.42	0.399	<b>4.95</b>	0.41	0.392	<b>4.30</b>
<b>4</b>	113	0.04	0.7	0.32	0.309	<b>3.57</b>	0.52	0.509	<b>2.17</b>
<b>5</b>	59	0.05	0.5	2.78	2.645	<b>4.84</b>	1.26	1.206	<b>4.29</b>
<b>6</b>	113	0.05	0.5	0.29	0.281	<b>3.24</b>	0.49	0.466	<b>4.95</b>

**Tableau IV.9 :** Validation expérimentale pour les déplacements ( $Disp$ )  
à l'état de livraison (recuit) et à l'état traité.

N°	Condition de coupe			Etat de livraison (recuit)			Etat traité		
	Vc	fz	a <sub>e</sub>	Disp	Disp	Erreur	Disp t	Disp t	Erreur
	m/min	mm/dent	mm	Exp.	Préd.	%	Exp.	Préd.	%
<b>1</b>	59	0.02	0.5	0.0043	0.0046	<b>5.89</b>	0.0141	0.0134	<b>5.24</b>
<b>2</b>	59	0.04	0.7	0.0101	0.0096	<b>5.12</b>	0.0398	0.0378	<b>4.90</b>
<b>3</b>	113	0.02	0.5	0.0061	0.0058	<b>4.46</b>	0.0118	0.0112	<b>5.17</b>
<b>4</b>	113	0.04	0.7	0.0074	0.0071	<b>3.92</b>	0.0253	0.0241	<b>4.91</b>
<b>5</b>	59	0.05	0.5	0.0107	0.0105	<b>2.14</b>	0.0426	0.0432	<b>1.52</b>
<b>6</b>	113	0.05	0.5	0.0064	0.0061	<b>4.30</b>	0.0245	0.0236	<b>3.49</b>

#### IV.7. Conclusion du chapitre IV

Dans ce chapitre, la méthodologie des surfaces de réponse (*MSR*) a été utilisée pour étudier et analyser les paramètres de coupes et leurs interactions qui ont un effet significatif par l'application de l'analyse de la variance (*ANOVA*). L'analyse de régression a permis d'obtenir des modèles mathématiques développés de la rugosité de surface (*Ra*) et les déplacements (*Disp*). La détermination des conditions de coupe optimales permettant d'obtenir la meilleure rugosité de surface et générer les minimums des déplacements, lors du fraisage d'épaulement de l'acier *AISI 52100* à l'état de livraison et à l'état traité. Les modèles trouvés sont exploités pour l'optimisation combinée (*Ra*, *Ra t*, *Disp* et *Disp t*). Les valeurs optimales des conditions de coupe pour obtenir la plus basse rugosité de surface (*Ra*) et générer les minimums des déplacements (*Disp*) sont : la vitesse de coupe ( $V_c = 97.938 \text{ m/min}$ ), l'avance par dent ( $f_z = 0.013 \text{ mm/dent}$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $a_e = 0.288 \text{ mm}$ ). Les résultats optimaux obtenus sont la rugosité de la surface à l'état de livraison ( $Ra = 0.310 \mu\text{m}$ ) et à l'état traité ( $Ra t = 0.252 \mu\text{m}$ ), les déplacements à l'état de livraison ( $Disp = 0.0037 \text{ mm}$ ) et à l'état traité ( $Disp t = 0.0137 \text{ mm}$ ) avec la désirabilité combinée égale à 0.936. Les erreurs moyennes obtenues pendant les expériences de validation des modèles mathématiques développés pour la rugosité de surface et les déplacements à l'état de livraison sont 3.71 % et 4.30 % respectivement, la rugosité de surface et les déplacements à l'état traité 3.81 % et 4.21 % respectivement, ce qui prouve la fiabilité de ces modèles mathématiques développés.

**Conclusion générale**  
**et**  
**perspectives**

## Conclusion générale et perspectives

Ces travaux de recherche ont été réalisés afin de répondre aux besoins de l'industrie en matière d'adaptation du fraisage dur dans une fraiseuse verticale conventionnelle. La première recherche se concentre sur le développement d'une stratégie rapide pour analyser le comportement de la rugosité de surface, l'usure de l'outil et les vibrations pendant le mode du fraisage en opposition et en avalant d'épaulement d'un acier *AISI D3* durci en utilisant du carbure cémenté *GC1030* revêtu par *PVD (Ti, ALN)*. La stratégie a suivi cinq étapes chronologiques. La deuxième recherche basé sur l'analyse microstructural pour montrer l'effet des traitements thermiques sur la microstructure avec le même acier étudiée (acier *AISI D3*) en utilisant des équipements nécessaires un *MEB* équipé par microanalyse *EDS* pour l'approche métallurgique.

La troisième recherche est une étude et l'application de la méthodologie de surface de réponse (*RSM*) pour la modélisation et l'optimisation des condition de coupe de l'acier *AISI 52100* durci, cette étude compare deux différents niveaux du durcissement de l'acier étudiée à l'état de livraison d'une dureté (*28 HRC*) et à l'état traité avec une dureté (*52.8 HRC*) pour quantifier l'influence des paramètres de coupe : la vitesse de coupe (*Vc*), l'avance par dent (*fz*) et la profondeur de coupe radiale (*ae*) sur les indicateurs de performance d'usinage. L'objectif de cette étude est de trouver les conditions de coupe optimales permettant d'obtenir la meilleure rugosité de surface (*Ra*) et générer les minimums des déplacements (*Disp*).

1- La contribution au développement d'une stratégie rapide d'évaluation du fraisage d'épaulement de l'acier *AISI D3* durci, nous a permis d'aboutir aux conclusions suivantes :

- Le contrôle de la dureté doit être effectué sur une surface polie.
- Le mode du fraisage en avalant a permis d'obtenir la meilleure rugosité de surface (*Ra*) pour toutes les conditions de l'acier traité et non traité (à l'état de livraison).
- La meilleure rugosité de surface obtenus ( $Ra = 0.26 \mu m$ ) dans l'état trempe et revenu à  $600^{\circ}C$  (la dureté = *49 HRC*) au stade initial d'usure de l'outil avec les paramètres de coupe suivant : ( $Vc = 59 \text{ m/min}$ ,  $fz = 0.02 \text{ mm/dent}$ ,  $a_p = 9 \text{ mm}$ ,  $a_e = 0.5 \text{ mm}$ ).

- Un bon état de surface ( $Ra = 0.60 \mu m$ ) lors du l'usinage de la pièce trempé et revenu à  $600^{\circ}C$  (la dureté = 49 HRC) au stade final d'usure de l'outil avec la vitesse de coupe ( $Vc = 59 m/min$ ), mais la tenue de l'outil  $T$  tombe à 164 min, soit 6.5 fois moins que la durée de vie de l'outil lors du l'usinage à l'état de livraison de l'acier (la dureté = 31.6 HRC) avec  $T = 1058 min$ .
- La vitesse de coupe  $Vc$  peut être réglée dans une plage de 59 à 113 m/min. Cependant, en diminuant  $Vc$  de 113 à 59 m/min, la tenue de l'outil  $T$  augmente de 3.2 fois, passant de 330 à 1058 min.
- L'encastrement du vibromètre dans la machine peut être d'une grande aide pour suivre à la fois l'évolution de la rugosité de surface et l'usure de l'outil. Enfin, à titre de recommandation sur l'évolution des déplacements et l'usure correspondante de l'outil suggèrent que, dans toutes les conditions de durcissement, la fraise a une bonne résistance à l'usure dans les 36 min et qu'au-delà, l'usure de l'outil devient très sensible au durcissement.

2- L'influence des traitements thermiques sur la microstructure de l'acier *AISI D3*, ce travail nous a permis de tirer les principales conclusions suivantes :

- La microstructure de l'acier trempé et revenu est principalement composée de martensite et d'austénite résiduelle dans l'intervalle de la température du revenu  $200^{\circ}C$  à  $400^{\circ}C$  (l'acier est difficilement usinable).
- La structure obtenue après un revenu à  $600^{\circ}C$  sera constitué d'une matrice bainitique dans laquelle persistent les carbures primaires et le réseau de cémentite secondaire. L'acier devient usinable après un revenu à  $600^{\circ}C$ , avec une dureté relativement plus faible ou égale à  $48 \pm 1 HRC$ .
- Le revenu à différentes températures a un effet significative sur la dureté, lorsque en va augmente la température du revenu de  $520^{\circ}C$  à  $620^{\circ}C$ , la dureté diminue progressivement à la température du trempé à  $950^{\circ}C$  avec toutes les températures du revenu, sauf il y' a un pic du durcissement secondaire à l'état de la température du trempé à  $1050^{\circ}C$  et sur la température du revenu  $560^{\circ}C$  (La dureté = 56.6 HRC).
- En microanalyse *EDS*, donnant une appréciation semi-quantitative des teneurs de *Fe*, *Cr* et *C* ont confirmé la nature des phases de la structure, le fer (*Fe*), le chrome (*Cr*) et le

carbone (*C*) sont les éléments essentiels dans la composition chimique de l'acier *AISI D3* traité et non traité thermiquement.

3- La modélisation et l'optimisation des condition de coupe de l'acier *AISI 52100* durci, les résultats obtenus ont abouti aux conclusions suivantes :

- L'analyse *ANOVA* des résultats de la rugosité de surface (*Ra*) à l'état de livraison indique que la vitesse de coupe (*Vc*) est le facteur le plus important qui affectant la rugosité de surface (*Ra*), sa contribution est 58.37 %. Par contre l'avance par dent (*fz*) et la profondeur de coupe radiale (*ae*) n'ont pas un effet significatif avec ces contributions 0.53 % et 0.17 %, respectivement.
- L'analyse *ANOVA* de la rugosité de surface (*Ra*) à l'état traité révèle que la vitesse de coupe (*Vc*) est le facteur le plus influent sur la rugosité de surface (*Ra*) avec une contribution de 27.78 %, suivie par les autres facteurs significatifs la profondeur de coupe radiale (*ae*) et l'avance par dents (*fz*) avec sa contribution de 3.89 % et 3.06 %, respectivement.
- L'analyse *ANOVA* des résultats pour les déplacements (*Disp*) à l'état de livraison montre que la profondeur de coupe radiale (*ae*) est le paramètre le plus influant avec une contribution de 54.14 %, suivi par l'avance par dents (*fz*) et la vitesse de coupe (*Vc*) avec ces contributions ont de 15.56 % et 5.14 % respectivement.
- L'analyse *ANOVA* des résultats pour les déplacements (*Disp*) à l'état traité indique que l'avance par dents (*fz*) a classé au premier facteur et un effet le plus significative avec sa contribution de 41.95 %, suivi par la profondeur de coupe radiale (*ae*) et la vitesse de coupe (*Vc*) avec ces contributions ont de 36.50 % et 4.88 % respectivement.
- L'analyse de régression permet de définir des modèles mathématique complet et réduit développée, les coefficients de corrélation  $R^2$  pour la rugosité de surface (*Ra*) à l'état de livraison et à l'état traité ont ( $R^2 = 94.32\%$ ) et ( $R^2 = 90.93\%$ ), respectivement. Pour les déplacements (*Disp*) à l'état de livraison ( $R^2 = 88.16\%$ ) et à l'état traité ( $R^2 = 92.59\%$ ). Les valeurs mesurées et prédites sont très proches ce qui prouve que ces quatre modèles mathématiques ont fiable.
- Les valeurs optimales des conditions de coupe pour obtenir la plus basse rugosité de surface (*Ra*) et générer les minimums des déplacements (*Disp*) sont : la vitesse de coupe

( $V_c = 97.938 \text{ m/min}$ ), l'avance par dent ( $f_z = 0.013 \text{ mm/dent}$ ) et la profondeur de coupe radiale ( $a_e = 0.288 \text{ mm}$ ).

- Les résultats optimaux obtenus sont la rugosité de surface à l'état de livraison ( $R_a = 0.310 \text{ } \mu\text{m}$ ) et à l'état traité ( $R_a t = 0.252 \text{ } \mu\text{m}$ ), les déplacements à l'état de livraison ( $Disp = 0.0037 \text{ mm}$ ) et à l'état traité ( $Disp t = 0.0137 \text{ mm}$ ) avec la désirabilité combinée égale à 0.936.
- Les erreurs moyennes obtenues pendant les expériences de validation des modèles mathématiques développés pour la rugosité de surface et les déplacements à l'état de livraison sont 3.71 % et 4.30 % respectivement, la rugosité de surface et les déplacements à l'état traité 3.81 % et 4.21 % respectivement, ce qui prouve la fiabilité de ces modèles mathématiques développés.

4- Les résultats obtenus dans ces travaux de recherche ouvrent d'importantes perspectives :

- ✓ Etude de l'influence des traitements thermiques sur la microstructure et sur l'usinabilité des aciers :
  - Les procédures des traitements thermiques par le changement des conditions de la température, le temps du maintien, le milieu du refroidissement, double revenu,...
  - En utilisant d'autres nuances d'aciers à haute résistance et à haute teneur des éléments d'additions par exemple : Titan, Nickel, ...
  - En utilisant d'autres géométries d'outils de coupe et moderne par exemple les carbures cémenté à haute résistance avec un revêtement et d'une nuance plus performance, les céramiques, ...
- ✓ Etudier l'effet de la température du revenu dans l'intervalle  $[500^\circ\text{C}-600^\circ\text{C}]$  sur la microstructure et sur l'usinabilité en utilisant des différents types des aciers, concentré beaucoup plus sur le pic du durcissement secondaire.
- ✓ Développement d'autres modèles mathématiques en utilisant des plans d'expériences et d'autres méthodes d'optimisation sur les indicateurs de performance d'usinage par exemple : les efforts de coupe, la température de coupe, ...

- ✓ La modification des paramètres de coupe tels que la vitesse de coupe, la profondeur de coupe axiale et radiale, l'avance par dents, l'utilisation d'autres machines plus rigides et à grande vitesse de la broche comme *l'UGV* pour évaluer l'usinabilité des acier à différents durcissements.

# **Références Bibliographiques**

## *Références Bibliographiques*

- [1] Durand-Charre M. La microstructure des aciers et des fontes Genèse et interprétation. Paris : Ed. SIRPE (2003).
- [2] Kheirandish S, Saghafian H, Hedjazi J, Momeni M. Effect of heat treatment on microstructure of modified cast AISI D3 cold work tool steel. *J Iron and Steel Res Int* 17(9):40–45. [https://doi.org/10.1016/S1006-706X\(10\)60140-9](https://doi.org/10.1016/S1006-706X(10)60140-9). (2010).
- [3] Momeni M, Kheirandish S, Saghafian H, Hedjazi J, Momeni M. Effects of heat treatment on mechanical properties of modified cast AISI D3 tool steel. *Materials and Design* 54:742–747. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2013.09.002>. (2014).
- [4] <http://www.guide-aciers.fr/alternatives/Z200C12>
- [5] Scandiffio I, Diniz AE, de Souza AF. Evaluating surface roughness, tool life, and machining force when milling free-form shapes on hardened AISI D6 steel. *Int J Adv Manuf Technol* 82:2075–2086. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-7525-0>. (2016).
- [6] Siller HR, Vila C, Rodríguez CA, Abellán JV. Study of face milling of hardened AISI D3 steel with a special design of carbide tools. *Int J Adv Manuf Technol* 40:12–25. <https://doi.org/10.1007/s00170-007-1309-0>. (2009).
- [7] Chi H-X, Ma D-S, Xu H-X, Zhu W-L, Jiang J-Q. Phase Transformation of a Cold Work tool Steel during tempering. *Journal of Iron and Steel research, International* 23(5): 484-488, Doi: 10.1016/S1006-706X (16)30076-0. (2016).
- [8] Roberts G., Krauss G., Kennedy R., *Tool Steels: ASM International, 5th Edition, (1998).*
- [9] Alza VA. Effect of Multiple Tempering on Mechanical Properties and Microstructure of Ledeburitic Tool Steel AISI D3. *International Journal of Recent Technology and Engineering (IJRTE) Volume 8 Issue 5. (2020).*
- [10] Das D, Dutta A, Ray K. Sub-zero treatments of AISI D2 steel: Part I Microstructure and hardness. *Mater Sci Eng A* 527:2182–93. (2010).
- [11] Morris JW, Lee CS, Guo Z. The Nature and Consequences of Coherent Transformations in Steel. *ISIJ International, Vol. 43, No. 3, pp. 410–419. (2003).*
- [12] Aouici H, Etude de l'usinabilité de l'acier AISI H11 à l'état traité par le CBN7020. Thèse de doctorat de mécanique et productique, Université 08 Mai 1945 Guelma. (2012).

- [13] Benghersallah M, Recherche sur le fraisage des matériaux durs avec les matières de coupe modernes : application à l'UGV des superalliages. Thèse de doctorat de mécanique et productique, Université Badji Mokhtar Annaba. (2010).
- [14] G. Prod'homme. Commande numérique des machines-outils. B .7130, vol. BT2. (1996).
- [15] Benghersallah M, Etude de l'usinabilité des Aciers au cours du fraisage. Thèse de Magister de mécanique et productique, Université Badji Mokhtar Annaba. (1995).
- [16] Khechana M, Détermination de l'usinabilité des aciers, thèse de magister, Université Badji Mokhtar Annaba. (1992).
- [17] Merchant E. Mechanics of the metal cutting process. *Journal of applied physics*, vol.16, n° 5, pp.267-275. (1945).
- [18] Boulanouar L. Modélisation statistique pour la détermination de l'usinabilité des aciers difficilement usinables, Thèse (Ph. D), pp. 200, Sofia. (1986).
- [19] Suresh R, Basavarajappa S, Gaitonde VN, Samuel GL, Davim JP. State-of-the-art research in machinability of hardened steels. *Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf* 227:191–209. <https://doi.org/10.1177/0954405412464589>. (2013).
- [20] Li B, Zhang S, Zhang Q, Li L. Simulated and experimental analysis on serrated chip formation for hard milling process. *J Manuf Process* 44:337–348. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.06.018>. (2019).
- [21] Zhang Q, Zhang S, Li J. Three dimensional finite element simulation of cutting forces and cutting temperature in hard milling of AISI H13 steel. 45th SME North American Manufacturing Research Conference, NAMRC 45, LA, USA. *Procedia Manuf* 10:37–47. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.07.018>. (2017).
- [22] Gong F, Zhao J, Ni X, Liu C, Sun J, Zhang Q. Wear and breakage of coated carbide tool in milling of H13 steel and SKD11 hardened steel. *SN Appl Sci* 1:1111. <https://doi.org/10.1007/s42452-019-1152-6>. (2019).
- [23] Prasath V, Krishnaraj V, Kanchana J, Priyadharshini BG. Tool wear behavior in milling of hardened custom 465 steel. *Advances in forming machining and automation*. In: Shunmugam MS, Kanthababu M (eds) *Proceedings of AIMTDR*, pp 517–525. [https://doi.org/10.1007/978-981-32-9417-2\\_43](https://doi.org/10.1007/978-981-32-9417-2_43). (2018).
- [24] Krajcinovic I, Daves W, Tkadletz M, Teppernegg T, Klünsner T, Schalk N, Mitterer C, Tritremmel C, Ecker W, Czettl C. Finite element study of the influence of hard coatings on hard metal tool loading during milling. *Surf Coat Technol* 304:134–141. <https://doi.org/10.1016/j.surfcoat.2016.06.041>. (2016).

- [25] Toh CK. Cutter path strategies in high speed rough milling of hardened steel. *Mater Des* 27:107–114. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2004.09.021>. (2006).
- [26] Wojciechowski S, Twardowski P. Tool life and process dynamics in high speed ball end milling of hardened steel. 5th CIRP Conference on High Performance Cutting. *Procedia CIRP* 1:289–294. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.04.052>. (2012).
- [27] Li B, Zhang S, Zhang Tao, Zhang J. Effect of deep cryogenic treatment on microstructure, mechanical properties and machining performances of coated carbide tool. *J Braz Soc Mech Sci Eng* 41:27 <https://doi.org/10.1007/s40430-018-1533-6>. (2019).
- [28] An Q, Wang C, Xu J, Liu P, Chen M. Experimental investigation on hard milling of high strength steel using PVD-AlTiN coated cemented carbide tool. *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. Doi: 10.1016/j.ijrmhm.2013.11.007. (2013).
- [29] Li W, Guo YB, Barkey ME, Jordon JB. Effect Tool Wear during End Milling on the Surface Integrity and Fatigue Life of Inconel 718. 6th CIRP International Conference on High Performance Cutting. *Procedia CIRP* 14:546–551. Doi: 10.1016/j.procir.2014.03.056. (2014).
- [30] Denkena B, Kohler J, Bergmann B. Development of cutting edge geometries for hard milling operations. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology* 8:43–52. <http://dx.doi.org/10.1016/j.cirpj.2014.10.002>. (2015).
- [31] Majerík J, Dubovská R, Jambor J, Čep R, Kratochvíl J, Kouřil K. Experimental Investigation into Wear and Tool Life of Milling Cutter PVD Coated Carbide Inserts While Armox 500 Steel Hard Milling. *Tehnicki vjesnik* 25, 6:1603-1610. <https://doi.org/10.17559/TV-20161128094553>. (2018).
- [32] Votava J, Kumbár V, Polcar A. Optimisation of heat treatment for steel stressed by abrasive erosive degradation. *Acta Universitatis Agriculturae et Silviculturae Mendelianae Brunensis* 64(4):1267–1277. <https://doi.org/10.11118/actaun201664041267>. (2016).
- [33] Demir H, Gündüz S, Erden MA. Influence of the heat treatment on the microstructure and machinability of AISI H13 hot work tool steel. *Int J Adv Manuf Technol* 95:2951–2958. <https://doi.org/10.1007/s00170-017-1426-3>. (2018).
- [34] Hoseiny H, G. Caballero F, M'saoubi R, Hogman B, Weidow J, Andren H. The influence of heat treatment on the microstructure and machinability of a prehardened

- mold steel. *Metall and Mat Trans A* 46:2157–2171. <https://doi.org/10.1007/s11661-015-2789-4>. (2015).
- [35] Tan E, Ovali I, Mavi A, Kaplan M, Okay S. Influence of repeated tempering on the machinability and microstructure of an AISI 52100 steel. *Materials Testing* 57:947–953. <https://doi.org/10.3139/120.110805>. (2015).
- [36] Chakraborty J, Bhattacharjee D, and Manna I. Austempering of bearing steel for improved mechanical properties, *Scripta Materialia*, Vol.59, pp.247-250. (2008).
- [37] Chakraborty J, Bhattacharjee D, and Manna I. Development of ultrafine bainite + martensite duplex microstructure in SAE 52100 bearing steel by prior cold deformation, *Scripta Materialia*, Vol.61, pp.604-607. (2009).
- [38] Chakraborty J, Chattopadhyay PP, Bhattacharjee D, and Manna I. Microstructural Refinement of Bainite and Martensite for Enhanced Strength and Toughness in High-Carbon Low-Alloy Steel, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol.41, pp.2871-2879. (2010).
- [39] Chakraborty J, and Manna I. Development of ultrafine ferritic sheaves/plates in SAE 52100 steel for enhancement of strength by controlled thermomechanical processing, *Materials Science and Engineering A*, Vol.548, pp.33-42. (2012).
- [40] Thiele JD, Melkote SN. Effect of cutting edge geometry and work piece hardness on surface generation in the finish hard turning of AISI 52100 steel, *Journal of Materials Processing Technology* 94, pp. 216-226. (1999).
- [41] Kurt A, Seker U. The effect of chamfer angle of polycrystalline cubic boron nitride cutting tool on the cutting forces and the tool stresses in finishing hard turning of AISI 52100 steel, *Materials and Design* 26, pp. 351-356. (2005).
- [42] Yallese MA, Chaoui K, Zeghib N, Boulanouar L, Rigal JF. Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool, *Journal of Materials Processing Technology* 209, pp. 1092-1104. (2009).
- [43] Nykiel T, Hryniewicz T. Transformations of carbides during tempering of D3 tool steel. *J. of Materi Eng and Perform* 23:2050–2054. <https://doi.org/10.1007/s11665-014-0979-7>. (2014).
- [44] Hiremath P, Gajrani KK, Joshi SS. Effect of composition, microstructure and hardness after heat treatment on machinability of steel forgings. *J of Materi Eng and Perform* 29:1751–1766. <https://doi.org/10.1007/s11665-020-04702-3>. (2020).
- [45] Bai Y, Zhao C, Yang J, Hong R, Weng C, Wang H. Microstructure and machinability of selective laser melted high-strength maraging steel with heat treatment. *Journal of*

- [46] Jimenez-Melero E, Blondé R, Sherif MY, Honkimäki V, Van Dijk NH. Time dependent synchrotron X-ray diffraction on the austenite decomposition kinetics in SAE 52100 bearing steel at elevated temperatures under tensile stress. *Acta Materialia*, 61(4) :1154-1166. (2013).
- [47] Rahbar-kelishami A, Abdollah-zadeh A, Hadavi MM, Seraj RA, Gerlich AP. Improvement of wear resistance of sprayed layer on 52100 steel by friction stir processing. *Applied Surface Science*, 316 :501-507. (2014).
- [48] Burrier H. Properties and Selection of Iron Steels and High Performance Alloys, Vol. 1, ASM, Materials Park, Ohio, USA. (Ed.): ASM Handbook. (1987).
- [49] Bhadeshia H. K. D. H. Steels for bearing, *Progress in Materials Science* 57, No. 2, pp. 268-435. (2012).
- [50] Hollox GE, Hobbs RA, Hampshire JM. Lower bainite bearings for adverse environments, *Wear* 68, pp. 229-240. (1981).
- [51] Akbasoglu FC, Edmonds DV. Rolling contact fatigue and fatigue crack propagation in 1C-1.5Cr bearing steel in the bainitic condition, *Metallurgical and Materials Transactions A* 21, pp. 889-893. (1990).
- [52] Xie J, Alpas AT, Northwood DO. The role of heat treatment on the erosion-corrosion behavior of AISI 52100 steel. *Materials Science and Engineering A* ,393(1-2):42-50. (2005).
- [53] Basu A, Chakraborty J, Shariff SM, Padmanabham G, Joshi SV, Sundararajan G, Dutta Majumdera J and Manna I. Laser surface hardening of austempered bainitic ball bearing steel, *Scripta Materialia*, vol.56, pp.887-890. (2007).
- [54] Beswick JM. Fracture and fatigue crack propagation properties of hardened 52100 steel. *Metallurgical and Materials Transactions A*, vol.20, pp.1961-1973. (1989).
- [55] Filho MS, Stipkovic MA, Bordinassi ÉC, Delijaicov S, de Almeida SLR. Experimental numerical model of roughness in finishing face milling of AISI 4140 hardened steel. In: Öchsner A, Altenbach H (eds) *Improved performance of materials, advanced structured materials*, vol 72, pp 83–91. [https://doi.org/10.1007/978-3-319-59590-0\\_8](https://doi.org/10.1007/978-3-319-59590-0_8). (2017).
- [56] Gaitonde VN, Karnik SR, Maciel CHA, Rubio JCC, Abrão AM. Machinability Evaluation in Hard Milling of AISI D2 Steel, *Materials Research* 19(2):360–369. (2016).

- [57] Cakir MC, Ensarioglu C and Demirayak I. Mathematical modeling of surface roughness for evaluating the effects of cutting parameters and coating material. *J Mater Process Technol* 209:102–109. (2009).
- [58] Bouacha K, Yallese MA, Mabrouki T, Rigal J-F. Statistical analysis of surface roughness and cutting forces using response surface methodology in hard turning of AISI 52100 bearing steel with CBN tool. *Int Journal of Refractory Metals & Hard Materials* 28:349–361. (2009).
- [59] Aouici H, Yallese MA, Chaoui K, Mabrouki T, Rigal J-F. Analysis of surface roughness and cutting force components in hard turning with CBN tool: Prediction model and cutting conditions optimization. *Measurement* 45:344–353. (2012).
- [60] Panda A, Sahoo AK and Rout AK. Statistical regression modeling and machinability study of hardened AISI 52100 steel using cemented carbide insert. *International Journal of Industrial Engineering Computations* 8:33–44. (2017).
- [61] Ding T, Zhang S, Wang Y and Zhu X. Empirical models and optimal cutting parameters for cutting forces and surface roughness in hard milling of AISI H13 steel. *Int J Adv Manuf Technol* 51:45–55. <https://doi.org/10.1007/s00170-010-2598-2>. (2010).
- [62] Çalışkan H, Kurbanoglu C, Panjan P and Kramar D. Investigation of the performance of carbide cutting tools with hard coatings in hard milling based on the response surface methodology. *Int J Adv Manuf Technol* 66:883–893. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4374-y>. (2013).
- [63] Meddour I, Yallese MA, Khattabi R, Elbah M and Boulanouar L. Investigation and modeling of cutting forces and surface roughness when hard turning of AISI 52100 steel with mixed ceramic tool: cutting conditions optimization. *Int J Adv Manuf Technol* 77:1387–1399. <https://doi.org/10.1007/s00170-014-6559-z>. (2015).
- [64] Yasir M, Ginta TL, Ariwahjoedi B, Alkali AU and Danish M. Effect of cutting speed and feed rate on surface roughness of AISI 316L SS using end-milling. *ARNP J Eng Appl Sci*. Vol 11, No 4. (2016).
- [65] Kivak T. Optimization of surface roughness and flank wear using the Taguchi method in milling of Hadfield steel with PVD and CVD coated inserts. *Measurement* 50:19–28. [doi.org/10.1016/j.measurement.2013.12.017](https://doi.org/10.1016/j.measurement.2013.12.017). (2014).
- [66] Chahal M, Singh V and Garg R. Optimum surface roughness evaluation of dies steel H-11 with CNC milling using RSM with desirability function. *Int J Syst Assur Eng Manag* 8:432–444. <https://doi.org/10.1007/s13198-016-0446-y>. (2017).

- [67] Kumar P, Chauhan SR. Machinability Study on Finish Turning of AISI H13 Hot Working Die Tool Steel With Cubic Boron Nitride (CBN) Cutting Tool Inserts Using Response Surface Methodology (RSM). *Arab J Sci Eng* 40:1471–1485. <https://doi.org/10.1007/s13369-015-1606-0>. (2015).
- [68] Azizi MW, Keblouti O, Boulanouar L and Yallese MA. Design optimization in hard turning of E19 alloy steel by analysing surface roughness, tool vibration and productivity. *Structural Engineering and Mechanics*. 73(5):501–513. <http://dx.doi.org/10.12989/sem.2020.73.5.501>. (2020).
- [69] Li B, Zhang S, Zhang Q, Li L. Simulated and experimental analysis on serrated chip formation for hard milling process. *Journal of Manufacturing Processes* 44:337–348. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.06.018>. (2019).
- [70] Krauss G. *Steels—Processing, Structure, and Performance*, ASM, Second Edition, United States of America. (2015).
- [71] <https://www.sandvik.coromant.com/fr-fr/products/pages/productdetails.aspx?c=r390020a20-11m>
- [72] <https://www.sandvik.coromant.com/fr-fr/products/pages/productdetails.aspx?c=r390-11%20t3%2008m-pm%20%20%201030>
- [73] <https://shop.hpceurope.com/docFichesTechniques/EquivalenceDesMaterieres.pdf>
- [74] Baléo JN, Bourges B, Courcoux Ph, Faur-Brasquet C et Cloirec P. *Méthodologie expérimentale, Méthodes et outils pour les expérimentations scientifiques*, Editions TEC & DOC, Lavoisier, Paris. (2003).
- [75] ZERTI A. *Modélisation des efforts et de la rugosité de surface de l'acier inoxydable Martensitique basé sur les méthodes statistiques et les A.N.N.* Thèse de doctorat en génie mécanique, Université 08 Mai 1945 Guelma. (2018).
- [76] AZIZI MW. *Utilisation des plans d'expériences en TD pour quantifier l'influence des paramètres de coupe sur les indicateurs de performance d'usinage.* Thèse de doctorat de mécanique et productique, Université 08 Mai 1945 Guelma. (2014).
- [77] Montgomery, D.C.: *Design and Analysis of Experiments*, 8th edn. Wiley, USA. (2013).
- [78] Bouzid L, Yallese MA, Chaoui K, Mabrouki T and Boulanouar L. Mathematical modeling for turning on AISI 420 stainless steel using surface response methodology. *Proc Inst Mech Eng, Part B: J. Eng. Manuf* 229:45–61. <https://doi.org/10.1177/0954405414526385>. (2014).

- [79] Goupy J. Plan d'expériences pour surface de réponse, collection technique et ingénierie, Ed Dunod. (1999).
- [80] Goupy J. La méthode des plans d'expériences, Editions Dunod, Paris. (1998).
- [81] Kursuncu B, Caliskan H, Guven SY, Panjan P. Improvement of cutting performance of carbide cutting tools in milling of the Inconel 718 superalloy using multilayer nanocomposite hard coating and cryogenic heat treatment. *Int J Adv Manuf Technol* 97:467–479. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-1931-z>. (2018).
- [82] Aouici H, Bouchelaghem H, Yaltese MA, Elbah M and Fnides B. Machinability investigation in hard turning of AISI D3 cold work steel with ceramic tool using response surface methodology, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 73:1775–1788. <https://doi.org/10.1007/s00170-014-5950-0>. (2014).
- [83] Chabbi A. Modélisation et optimisation des paramètres d'usinage lors du tournage du polyacétal POM C. Thèse de doctorat de mécanique et productique, Université 08 Mai 1945 Guelma. (2018).