

Ministère de l'enseignement Supérieur et de la recherche Scientifique

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Badji Mokhtar Annaba University

Université Badji Mokhtar –

Annaba

Faculté de Technologie

Département Génie Mécanique



جامعة باجي مختار – عنابة

كلية التكنولوجيا

قسم الهندسة الميكانيكية

2024

Thèse

Présentée pour obtenir le diplôme de

Doctorat Troisième Cycle

Filière : Génie mécanique

Spécialité : Génie des matériaux

Par :

BELABEND Selma

Thème :

Effet des traitements mécaniques de surface sur les caractéristiques mécaniques des matériaux destinés à la fabrication des pipes

Thèse soutenue le 19 décembre 2024 devant le jury composé de :

N°	Nom et prénom	Grade	Etablissement	Qualité
01	MOKAS Nacer	Prof.	Université Badji Mokhtar -Annaba	Président
02	HAMADACHE Hamid	Prof	Université Badji Mokhtar -Annaba	Rapporteur
03	MERABTINE Abdelmadjid	MCA	Université Badji Mokhtar -Annaba	Co-rapporteur
04	LAOUAR Lakhdar	Prof	Université Badji Mokhtar -Annaba	Examineur
05	BELHADI Salim	Prof	Université du 8 Mai 1945- Guelma	Examineur
06	GUEDRI Abdelmoumene	Prof	Université Mohamed-Chérif Messaadia Souk Ahras	Examineur

تأثير المعالجات الميكانيكية للسطح على الخصائص الميكانيكية لمواد تصنيع " الأنابيب "

الملخص

يعد اختيار المواد وتطبيقها أمر الميكانيكية (MST)، مثل الصقل، تعدل خصائص المواد بعد التشوه اللدن للطبقات السطحية. يسلط هذا البحث الضوء على التأثير الكبير للصقل على خصائص فولاذ X L5 API52، مما يمهد الطريق الاستخدام في القطاعات التي تتطلب قوة ومتانة عالية، مثل الأنابيب المصنعة في وحدة TSS التابعة لشركة سيرر عناية. ولتحقيق ذلك، تم تصميم وتصنيع جهاز حاصل على براءة اختراع إجراء الصقل في ظل ظروف الاحتكاك المتداول باستخدام كرة واحدة أو أكثر قابلة للتعديل. يتميز الجهاز بميزة معالجة الأسطح الأسطوانية والمنشورة على حد سواء. تم فحص سلوك المادة تحت الطريقة التصميم، وأجريت الاختبارات وفق الضغوط المختلفة تجريبي التجريبي الكامل النطاق. خضع تحليل النتائج وتحسينها للتحليل الإحصائي الذي يتضمن منهجية سطح الاستجابة (RSM) لتحديد تأثير معاملات الصقل وتأثيراتها المثلى على استجابات المخرجات، وتحليل التباين (ANOVA) لتقدير التأثيرات الرئيسية للعوامل والتفاعلات بينها، ونماذج الانحدار الرياضي للتنبؤ باستجابات المخرجات. تم توضيح سلوك الخصائص السطحية الخشونة Ra والصلابة الدقيقة Hv باستخدام تصميم مضر وبكامل من 27 تجربة ناتجة عن مجموع ثلاثة عوامل رئيسية القوة ومعدل الخشونة متوسط تحسن بنسبة كبيرة التغذية وعدد التميررات على ثلاثة مستويات لكل منها. أنتج الصقل انخفاض 96% وزيادة ملحوظة في الصلابة الدقيقة بمتوسط تحسن بنسبة 15%. تم التنبؤ بكلتا الخاصيتين من خلال نماذج الانحدار التربيعي التي تم التحقق من صحتها من خلال نسبة $R^2 = 92.28\%$ و $R = 90.31$ ، تم لنماذج الخشونة والصلابة الدقيقة على التوالي. ثانيا تحسينها بطريقة متعددة الأهداف باستخدام نهج DFA. تم تحديد المعلمات المثلى لعملية الصقل على النحو التالي: نيوتن $Py = 150$ ، و $f = 600$ دقيقة و $np = 1$ كشفت اختبارات التآكل والترا بولوجي واختبارات الشد، التي أجريت على مستوى 4 بقوة ثابتة تبلغ 150 نيوتن، عن تحسينات كبيرة في الخواص الميكانيكية والقوة. أدى الصقل إلى زيادة مقاومة الاستقطاب بنسبة تصل إلى 400% وانخفاض معدل التآكل بنسبة 42.25% خصائص الشد مثل قوة الخضوع بالإضافة إلى ذلك، أظهرت أيضا Re، وقوة الكسر Rm والاستطالة A تحسينات كبيرة، مع الحفاظ على ليونة المادة وزيادة معامل تصلب العمل n، ومع ذلك، في ظهر نظام الصقل الأمثل (اختبارات الصدمات فدرجات الحرارة المنخفضة، لم ي $Py = 150$ نيوتن، و $f = 600$ دقيقة = $f = 600$ دقيقة و $np = 1$ ، تم تسجيل أكبر فرق (إيجابي) تأثير 41.42% بين المائة عند درجة حرارة 0 درجة مئوية. وفوق درجة الحرارة هذه، يبدو أن الاتجاه ينعكس ويبدو أن الصقل يتعافى في الصلابة، مع انخفاض بنسبة 9.87% فقط عند درجة حرارة 30، تم درجة مئوية... أخير استخدام محاكاة عددية للعناصر المحدودة باستخدام برنامج ABAQUS لتصور توزيع الضغوط والإجهادات الناجمة عن الصقل، مما يسمح بتصلب المادة بالعمل حتى عمق 1.5 مم

كلمات مفتاحية: الصقل، فولاذ API 5L X52، الخصائص الميكانيكية، مقاومة التآكل، مقاومة التآكل، المحاكاة

الرقمية

« Effet des traitements mécaniques de surface sur les caractéristiques mécaniques des matériaux destinés à la fabrication des pipes »

Résumé

Le choix du matériau et de sa mise en œuvre est crucial pour la performance des structures industrielles. Les traitements mécaniques de surface (TMS), tels que le brunissage, sont connus pour modifier les propriétés des matériaux suite à une déformation plastique des couches superficielles. Cette recherche met en évidence l'effet significatif du brunissage sur les caractéristiques de l'acier API 5L X52, ouvrant la voie à son utilisation dans des secteurs exigeant une grande résistance et durabilité telle que les pipes fabriquées à l'unité TSS de Sider Annaba. Pour ce faire, un dispositif breveté a été conçu et fabriqué pour réaliser le brunissage sous des conditions de frottement de roulement au moyen d'une ou de plusieurs billes ajustables. Le dispositif présente l'avantage de traiter les surfaces aussi bien cylindriques que prismatiques. Le comportement du matériau aux différentes sollicitations a été entrepris de façons expérimentales et les essais ont été réalisés conformément à la méthode de planifications de pleines expériences. L'analyse et l'optimisation des résultats a fait l'objet d'une analyse statistique impliquant la méthodologie des surfaces de réponses (MSR) pour dégager l'influence des paramètres de brunissage et cerner leurs effets optimaux sur les réponses de sortie, l'analyse de la variance (ANOVA) pour estimer les effets principaux des facteurs et les interactions entre eux et établir des modèles de régression mathématiques pour prédire les réponses de sortie. Le comportement des caractéristiques de surface (rugosité Ra et micro-dureté Hv) a été illustré à partir d'un plan factoriel complet de 27 essais résultant des combinaisons de trois principaux facteurs (la force, la vitesse et le nombre de passes) à trois niveaux chacun. Le brunissage engendre une diminution significative de la rugosité (avec une amélioration moyenne de 96%) et une augmentation notable de la micro-dureté (avec une amélioration moyenne de 15%). Les deux propriétés ont d'une part été prédites par des modèles de régression quadratiques validés par un R^2 de 92,28 % et 90,31% respectivement pour le modèle de rugosité et de micro-dureté. Et d'autre parts optimisées de façon multi-objective au moyen d'une approche DFA. Les paramètres optimaux du procédé de brunissage sont établis comme suit : $P_y = 150 \text{ N}$, $f = 600 \text{ mm/min}$ et $n_p = 1$. Les essais de corrosion, de tribologie et de traction, réalisés selon un plan L4 avec une force constante de 150N, ont révélé des améliorations significatives des propriétés mécaniques et de résistance. Le brunissage a conduit à une augmentation de la résistance à la polarisation jusqu'à 400 % et à une diminution du taux d'usure de 42,25 %. De plus, les propriétés de traction telles que la limite élastique (R_e), la résistance à la rupture (R_m) et l'allongement ($A \%$) ont également montré des améliorations notables, tout en préservant la ductilité du matériau et en augmentant son coefficient d'érouissage (n). Cependant, lors des essais de choc à basse température, le régime optimal de brunissage ($P_y = 150\text{N}$, $f = 600\text{mm/min}$ et $n_p = 1$) n'a pas montré d'effet positif. Le plus grand écart (41,42 %) entre les ténacités a été enregistré à une température de 0°C. Au-delà de cette température, la tendance semble s'inverser et le brunissage semble récupérer en ténacité, avec une réduction de seulement 9,87 % à une température de 30°C. Enfin, une simulation numérique par éléments finis effectuée avec le logiciel ABAQUS a permis de visualiser la répartition des contraintes et des déformations engendrées par le brunissage, permettant ainsi un érouissage du matériau jusqu'à une profondeur de 1,5 mm.

Mots clés : Brunissage, acier API 5L X52, propriétés mécaniques, résistance à la corrosion, résistance à l'usure, simulation numérique.

« Impact of Surface Mechanical Treatments on the Mechanical Properties of Pipe Materials »

Abstract

The choice of material and its application are crucial to the performance of industrial structures. Mechanical surface treatments (MST), such as burnishing, are known to modify the properties of materials following plastic deformation of the surface layers. This research highlights the significant effect of burnishing on the characteristics of API 5L X52 steel, paving the way for its use in sectors requiring high strength and durability, such as the pipes manufactured at Sider Annaba's TSS unit. To achieve this, a patented device has been designed and manufactured to perform burnishing under rolling friction conditions using one or more adjustable balls. The device has the advantage of treating both cylindrical and prismatic surfaces. The behavior of the material under the various stresses was investigated experimentally, and the tests were carried out in accordance with the full experiment design method. The statistical results were analysed and optimised using response surface methodology (RSM) to identify the influence of the burnishing parameters and their optimal effects on the output responses, analysis of variance (ANOVA) to estimate the main effects of the factors and the interactions between them, and mathematical regression models to predict the output responses. The behavior of surface characteristics (roughness Ra and micro-hardness Hv) was illustrated using a complete factorial design of 27 trials resulting from combinations of three main factors (force, feed rate and number of passes) at three levels each. Burnishing produced a significant reduction in roughness (with an average of 96%) and a notable increase in micro-hardness (with an average of 15%). Both properties were predicted by quadratic regression models validated by an R^2 of 92.28% and 90.31% respectively for the roughness and micro-hardness models. Secondly, they were optimised in a multi-objective manner using a DFA approach. The optimum parameters were $P_y = 150$ N, $f = 600$ mm/min and $n_p = 1$. Corrosion, tribology and tensile tests, carried out in an L4 plane with a constant force of 150N, revealed significant improvements in mechanical properties and strength, while burnishing led to an increase in polarisation resistance of up to 400% and a 42.25% reduction in wear rate. In addition, tensile properties such as yield strength (R_e), breaking strength (R_m) and elongation (A%) also showed significant improvements, while preserving the material's ductility and increasing its work hardening coefficient (n). However, in low-temperature impact tests, the optimal burnishing regime ($P_y = 150$ N, $f = 600$ mm/min and $n_p = 1$) did not show a positive effect. The greatest difference (41.42%) between the toughnesses was recorded at a temperature of 0°C. Above this temperature, the trend seems to reverse, and the burnishing seems to recover in toughness, with a reduction of only 9.87% at a temperature of 30°C. Finally, a finite-element numerical simulation using ABAQUS software was used to visualise the distribution of stresses and strains caused by burnishing, allowing the material to be work-hardened to a depth of 1,5 mm.

Key words: Burnishing, API 5L X52 steel, mechanical properties, corrosion resistance, wear resistance, numerical simulation

Remerciements

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude envers toutes les personnes qui ont contribué à la réalisation de ce travail.

Je commence par remercier chaleureusement mon directeur de thèse, le Professeur Hamadache Hamid, du département de Mécanique de l'Université Badji Mokhtar Annaba, pour son soutien inestimable, le temps qu'il m'a accordé et ses encouragements sincères. Ces quelques lignes sont insuffisantes pour exprimer pleinement ma reconnaissance pour la confiance qu'il m'a témoignée. Je suis également reconnaissant envers Monsieur Merabtine pour ses précieux conseils et son expertise tout au long de ce projet.

Un merci sincère au Professeur Moka Nacer pour avoir accepté de présider le jury. Mes remerciements vont également aux membres du jury, en particulier à Monsieur Laouer Lakhdar, Professeur à l'Université Badji Mokhtar Annaba, à Monsieur Belhadi. S, Professeur à l'université 8mai 45 Guelma et à Monsieur Guedri. A professeur à Université Mohamed-Chérif Messaadia Souk Ahras, pour avoir accepté d'évaluer ce travail.

Je tiens à exprimer ma profonde gratitude à Monsieur Phamdonhat Quang, Docteur et concepteur mécanique, pour son accueil chaleureux et son aide inestimable dans la conception et la réalisation du dispositif de brunissage. Enfin, je remercie sincèrement le professeur Boussaid O pour son soutien et son aide pour la simulation numérique.

Au sein du LRTAPM, j'ai bénéficié de collaborations précieuses. Je remercie chaleureusement tous les enseignants, chercheurs et techniciens des laboratoires du département de Génie Mécanique, de Métallurgie et de l'École Supérieure de Technologie (EST) pour leur soutien et leur expertise.

Enfin, je souhaite exprimer ma profonde gratitude envers ma famille, mes parents et mes sœurs Yasmine et Meriem et mon cousin Billel, pour leur amour inconditionnel et leur soutien indéfectible. Je remercie également tous mes collègues et amies, qui ont contribué, de près ou de loin, à ce travail et qui ont enrichi cette expérience.

À tous ceux qui ont participé à la réalisation de ce travail de recherche, j'exprime ma reconnaissance sincère. Leur bienveillance, leur soutien et leurs encouragements ont été une source constante de motivation et d'inspiration.

Belabend Selma,

Dédicaces

A mes chers parents,

A mes très chères sœurs Yasmine et Meriem et à ma petite Célia

Je vous dédie cette thèse en reconnaissance de votre amour inconditionnel, de votre soutien indéfectible et de vos encouragements constants tout au long de mon parcours. Vous avez toujours cru en moi et en mes capacités, même lorsque je doutais de moi-même. Votre foi en moi m'a donné la force de persévérer et d'atteindre mes objectifs.

À la mémoire de nos regrettés Professeurs

Zeghib.N et Bengharsallah M,

Je dédie cette thèse en hommage à leur contribution inestimable à mon parcours académique. Leurs enseignements passionnés, leur rigueur et leur bienveillance ont profondément marqué mon approche de la recherche.

Selma,

Table des matières

المخلص.....	II
Résumé.....	III
Abstract.....	IV
Remerciements.....	V
Dédicaces	VI
Table des matières	7
Liste de figure.....	12
Liste des tableaux.....	17
Notations principales	18
Introduction générale	20
Chapitre I Bibliographie	24
I.1. Introduction	25
I.2. Spécifications imposées par la norme API	25
I.2.1. Les différentes Normes API	25
I.2.2. Spécifications imposées à la nuance des matériaux	26
I.2.3. Spécifications imposées à la composition chimique	26
I.2.4. Spécifications imposées aux propriétés mécaniques	26
I.3. Les Propriété mécaniques	26
I.3.1. La résistance mécanique	27
I.3.2. Résistance au choc (La résilience).....	30
I.4. Intégrité de surface	32
I.4.1. Caractéristiques des couches superficielles	32

I.4.2.	Qualité de surface	32
I.4.2.1.	Rugosité	34
I.4.2.2.	Dureté des matériaux	34
I.4.3.	Les contraintes résiduelles	35
I.5.	Dégradation des pipes	37
1.5.1.	La corrosion	38
I.5.1.	Le frottement	39
I.5.2.	Usure	40
I.6.	Les traitements mécanique de surface	41
I.6.1.	Le traitement de surface par brunissage	42
I.6.2.	Type de brunissage	42
I.6.3.	Principe de fonctionnement du brunissage	44
I.6.4.	Paramètres de brunissage	45
I.7.	Etat de l'art	46
I.7.1.	Influence du brunissage sur les paramètres géométriques : rugosité de surface et texture	46
I.7.2.	Effet du brunissage sur les propriétés mécaniques des aciers	47
I.7.3.	Influence du brunissage sur la dureté	47
I.7.4.	Influence du brunissage sur la résistance à l'usure à la corrosion	49
I.7.5.	Les outils de brunissage	51
I.8.	Conclusion	53
Chapitre II Dispositif de brunissage à tête interchangeable		54
II.1.	Introduction	55
II.2.	Etude de conception	55
II.2.1.	Description générale	55

Table des matières

II.2.1.	Force de brunissage et application.....	59
II.2.2.	Caractéristique du ressort	59
II.3.	Interchangeabilité et assemblage	61
II.3.1.	Description des parties active	61
II.3.1.1.	Tête porte bille \varnothing 12mm	61
II.3.1.2.	Tête porte bille \varnothing 8mm	63
II.3.1.3.	Tête porte bille \varnothing 6mm	64
II.3.2.	Assemblage et Montage du dispositif.....	66
II.3.3.	Etalonnage du dispositif	68
II.4.	Conclusion	69
Chapitre III Méthodes & Techniques expérimentales.....		70
III.1.	Introduction	71
III.2.	Matériau d'étude.....	71
III.3.	Composition chimique.....	72
III.4.	Propriétés mécaniques	73
III.5.	Opération de brunissage	73
III.6.	Mesure de rugosité.....	75
III.7.	Mesure de micro-dureté.....	76
III.8.	Essai Tribologique.....	76
III.9.	Essais de corrosion	78
III.10.	Essai de traction.....	79
III.11.	Essai de choc Charpy.....	80
III.12.	Méthodologie expérimentale	81
III.12.1.	Planification d'expérience pour les mesures de Ra et μ Hv.....	81

III.12.2.	Planification des expériences pour les essais de corrosion, d'usure et de traction	82
III.13.	Modélisation des réponses de sortie	83
III.13.1.	Modélisation de Ra et μHv	84
III.13.2.	Modélisation de la résistance à la corrosion, à l'usure	84
III.14.	Optimisation multi-objective	85
III.15.	Conclusion	86
Chapitre IV Résultats et discussion		87
IV.1	Introduction	88
IV.2	Effet du brunissage sur les propriétés de surface	88
IV.2.1.	Influence des paramètres de brunissage sur la rugosité	91
IV.2.2.	Analyse de la variance (ANOVA) pour Ra	95
IV.2.3.	Influence des paramètres de brunissage la micro-dureté	96
IV.2.4.	Analyse de la variance (ANOVA) pour la micro-dureté	100
IV.3	Optimisation multi-objective	102
IV.4	Influence du brunissage sur le taux d'usure	103
IV.4.1.	Résultats d'essai	104
IV.4.2.	Influence du brunissage sur le comportement tribologique	104
IV.4.3.	Influence des paramètres sur le comportement tribologique	105
IV.4.4.	Observation des traces d'usure	106
IV.5	Effet du brunissage sur la résistance à la corrosion	110
IV.6	Influence des paramètres de brunissage sur les caractéristiques mécanique	113
IV.6.1.	Protocole d'essai	113
IV.6.2.	Courbes conventionnelles de traction	113
IV.6.3.	Phénomènes de PIOBERT-Lüders	115

IV.6.4.	Domaine élastique	115
IV.6.5.	Domaine plastique Homogène (écrouissage)	118
IV.6.6.	Ductilité de l'acier API 5L X52	119
IV.6.7.	Instabilité Plastique.....	120
IV.6.8.	Aire sous la courbe et ténacité.....	120
IV.6.9.	Réduction de la section.....	121
IV.6.10.	Courbes rationnelles	123
IV.6.11.	Résistance au choc.....	126
IV.7.	Conclusion.....	129
Chapitre V	Simulation du processus de brunissage	132
V.1.	Introduction.....	133
V.2.	Description.....	133
V.2.1.	Conduite de la simulation.....	134
V.2.2.	Méthodologie.....	134
V.3.	Conclusion	142
Conclusion générale et perspectives.....	143	
Références.....	147	
Annexes.....	157	

Liste de figure

Figure I.1 Comportement en traction a) illustration schématique, b) illustration graphique[12].	27
Figure I.2 Courbe de traction nominale et rationnelle d'un matériau ductile [14].....	29
Figure I.3 Essai de résilience a) Mouton pendule et b) Eprouvettes [12]	30
Figure I.4 Représentation schématique en coupe d'une surface [22].	32
Figure I.5 Superposition des écarts de surface (DIN 4760)[25].....	33
Figure I.6 Profile de rugosité [24].	34
Figure I.7 Techniques de mesure de dureté.....	35
Figure I.8 Présentation schématique des contraintes résiduelles et des joints de grains[28]. ..	37
Figure I.9 Processus de corrosion.....	38
Figure I.10 Corrosion interne dans un oléoduc de pétrole brut [32]	39
Figure I.11 Brunissage à billes [45].....	42
Figure I.12 Brunissage à rouleau d'une pièce cylindrique [48]	43
Figure I.13 Brunissage avec pointe [49].....	43
Figure I.14 Illustration du processus de brunissage [52].....	44
Figure I.15 Image MEB de la microstructure des échantillons brunis et fraisé [71].....	49
Figure I.16 Vue isométrique et profil primaire après essai d'usure des surfaces polies (a1,a2) et brunies (b1,b2) [76]	50
Figure I.17 Courbe de Tafel avant et après brunissage [44].....	50
Figure I.18 a) Outil à plusieurs billes [69]b) Outil de brunissage à petite bille [83].....	51
Figure I.19 a) Outil de brunissage à ressort[84].b) outil assisté par vibration VABB [85].....	52
Figure I.20 Outil de brunissage à bille hydraulique [86].....	52
Figure II.1 Photo du dispositif a) Partie active et b) Montage sur fraiseuse verticale.....	55
Figure II.2 Dessin d'ensemble du dispositif de brunissage	57

Liste de figures

Figure II.3 Schéma force de brunissage	59
Figure II.4 Ensemble de charge et de précharge a) Ressort (ISO 10243), b) Montage de l'ensemble.....	60
Figure II.5 Vue en 3D du dispositif sans tête	61
Figure II.6 Vue en 3D de la tête bille $\phi 12$	62
Figure II.7 Dessin d'ensemble tête bille 12mm	62
Figure II.8 a) Vue en 3D de la tête porte bille 8 mm ; b) Vue éclatée; c) Dessin d'ensemble de la tête porte bille $\phi 8$ mm	63
Figure II.9 a) Vue en 3D de la tête porte bille $\phi 6$ mm ; b) Dessin d'ensemble de la tête porte bille $\phi 6$ mm.....	64
Figure II.10 Dessin d'ensemble de la tête multi-bille $\phi 12$ mm	65
Figure II.11 Têtes multi-billes a) vue du montage b) vue éclatée	66
Figure II.12 Vu en 3D du montage du support (8) sur le corps du dispositif a) Vue éclaté b) vue d'ensemble.....	67
Figure II.13 Course des indicateurs de précharge	68
Figure II.14 Montage du dispositif pour étalonnage	68
Figure II.15 Etalonnage dispositif	69
Figure III.1 Analyse chimique de l'acier API 5L X52 a) Spectromètre Thermo Fisher, b) Echantillon après bombardement électronique.....	72
Figure III.2 Préparation des échantillons a) échantillon fraisé b) fraiseuse conventionnelle modèle KZ 675	73
Figure III.3 Montage du dispositif de brunissage et de la pièce sur la machine a) Montage du dispositif, b) Fraiseuse verticale PMO	74
Figure III.4 Mesure de la rugosité de surface a) Principe de fonctionnement [12] b) Profilomètre Someco RT-10.....	75
Figure III.5 Mesure de la micro-dureté a) Principe de mesure b) duromètre Matsuzawa MXT70	76

Figure III.6 test tribologique, a) Schéma de principe b) Tribomètre CSM Instrument.....	77
Figure III.7 Profilomètre laser Cyber Technology CT100.....	77
Figure III.8 Essai de corrosion : Cellule Gamry référence 600 et échantillons d'essais.....	78
Figure III.9 Montage a trois électrodes, a) cellule en verre PYREX, b) Photo du montage	78
Figure III.10 Eprouvettes de traction a) prélèvement, b) préparation	79
Figure III.11 Montage d'une éprouvette sur une machine de traction IBERTEST.....	80
Figure III.12 a) Eprouvette entaillée V, b) Mouton pendule	80
Figure IV.1 Micrographie de la surface a) avant brunissage b) après brunissage.....	90
Figure IV.2 Topographie MEB de surface a) avant brunissage ; b) après brunissage ($P_y = 150$ N, $f = 300$ mm/min et $n_p = 1$)	90
Figure IV.3 Profile de dureté d'une surface brunie	91
Figure IV.4 Diagramme des effets principaux de P_y , f et n_p sur R_a	92
Figure IV.5 Surface 3D P_y et f vs R_a a) avec $n_p=1$; b) $n_p=2$; c) $n_p=3$	93
Figure IV.6 Graphique des interactions pour R_a a) entre P_y et f avec $n_p=2$ b) P_y et n_p avec $f=500$ mm/min ; c) entre f et n_p avec $P_y=200$ N ; de R_a	95
Figure IV.7 Valeurs mesurées et prédites de la rugosité	96
Figure IV.8 Graphique des effets principaux pour la micro-dureté	97
Figure IV.9 Surface 3D P_y et f vs μH_v avec $n_p=1$; b) avec $n_p=2$; c) $n_p=3$	98
Figure IV.10 Graphique de l'interaction pour μH_v a) entre P_y et f avec $n_p=2$ b) P_y et n_p avec $f=500$ mm/min ; c) entre f et n_p avec $P_y=200$ N.....	100
Figure IV.11 Valeurs mesurées et prédites de la micro-dureté	102
Figure IV.12 Optimisation suivant l'analyse de la désirabilité	103
Figure IV.13 Influence du brunissage sur le taux d'usure	105
Figure IV.14 Trace d'usure a) BB1 (400mm/min ; 1 passe) b) BB2(400mm/min ; 3 passes) c) BB3(600mm/min ; 1 passe) d) BB4(600mm/min ; 3 passe) ; e) Usinage.....	107
Figure IV.15 Diagramme des effet principaux de n_p et f sur W_r	108

Liste de figures

Figure IV.16 Diagramme des interactions f et n_p sur W_r	109
Figure IV.17 Diagramme de contour sur le taux d'usure	109
Figure IV.18 Influence des paramètres de brunissage sur la résistance à la corrosion	111
Figure IV.19 Courbe de polarisation (Tafel)	112
Figure IV.20 Graphique des effets principaux pour R_p	112
Figure IV.21 Courbes de traction conventionnelles de l'acier API X52	114
Figure IV.22 Zoom sur les paliers de PIOBERT de Lüders vu sur les Courbes de traction conventionnelles de l'acier API X52 a) Usinage, b) brunissage BB1, c) brunissage BB2, d) brunissage BB3, e) Brunissage BB4.....	116
Figure IV.23 Influence du brunissage à bille sur le module de Young de l'acier API X52... ..	117
Figure IV.24 Influence du brunissage à bille sur la limite élastique de l'acier API X52	117
Figure IV.25 Influence du brunissage à bille sur la résistance à la traction de l'acier API X52	118
Figure IV.26 Influence du brunissage à bille sur l'allongement à rupture de l'acier API X52	119
Figure IV.27 Influence du brunissage à bille sur l'instabilité plastique de l'acier API X52.. ..	120
Figure IV.28 Modélisation géométrique de la courbe traction pour l'évaluation de l'aire	121
Figure IV.29 Influence du brunissage à bille sur la striction de l'acier API X52	122
Figure IV.30 Courbes rationnelles de traction de l'acier API X52	124
Figure IV.31 Effet du brunissage sur l'érouissage de l'acier API X52	126
Figure IV.32 Effet du brunissage sur la résistance au choc.....	127
Figure IV.33 Variation de l'énergie requise pour rompre une éprouvette Charpy.....	128
Figure IV.34 Evolution du facteur d'intensité des contraintes critique avec la température .	129
Figure V.1 Interaction entre la bille et la pièce	135
Figure V.2 Partition de la pièce	136
Figure V.3 Maillage de la pièce.....	137

Figure V.4 Conditions aux limites.....	138
Figure V.5 Configuration de Path.....	139
Figure V.6 Résultat Von Mises ABAQUS	140
Figure V.7 Contrainte de Von Mises en fonction de Profil de la profondeur de brunissage .	140
Figure V.8 Résultat PE ABAQUS.....	141
Figure V.9 Déformation plastique PE en fonction de Profil de la profondeur de brunissage	141

Liste des tableaux

Tableau I.1 Définition des trois échelles d'observation [28].	36
Tableau II.1 Nomenclature éléments principaux dispositif de brunissage	57
Tableau II.2 Propriété géométrique du ressort	60
Tableau II.3 Composition chimique de l'acier du ressort AISI 9254	60
Tableau III.1 Composition chimique de l'acier API 5L X52	72
Tableau III.2 Propriétés mécaniques de l'acier API 5L Grade X 52.....	73
Tableau III.3 Paramètres de brunissage et leurs niveaux	81
Tableau III.4 Plan d'expérience L_{27}	81
Tableau III.5 Plan et Matrice d'expérience type 2^2	83
Tableau IV.1 Mesure de la rugosité et la micro-dureté	88
Tableau IV.2 Résultats de l'ANOVA pour R_a	95
Tableau IV.3 Résultats de l'ANOVA pour μH_v	101
Tableau IV.4 Résultat du taux d'usure et du coefficient de friction.....	104
Tableau IV.5 Paramètre électrochimique de l'essais de corrosion.....	110
Tableau IV.6 Résultat de l'essai de résilience.....	126
Tableau IV.7 Résultat de la corrélation entre K_{IC} ET K_{CV}	129
Tableau V.1 Conditions aux limites	138

Notations principales

Abréviations

Abréviations	Signification
ABA	Aawerk
AFNOR	Association française de normalisation
ANOVA	Analysis of variance
API	American Petroleum Institute
ASTM	American Society for Testing Materials
BB	Brunissage à Bille
CNC	Computer Numerical Control
CSM	Centre Suisse d'électronique et de Microtechnique
TTDF	Température de transition ductile-fragile
DFA	Desirability function analysis
DIN	Deutsches Institut für Normung
DPS	Déformation Plastique Superficielle
DWTT	Drop Weight Tear Test
FEM	Finite Element Method
HLE	Haute Limite d'Elasticité
HLSS	Acier à haute limite élastique
HV	Dureté de Vickers
KCV, CVN	Energie de rupture
K_{IC}	Facteur d'intensité de contrainte
RSM	Response Surface Methodology
TSS	Tuberie Sans Soudure
VABB	Vibrations Assisted Ball Brunishing

Symbole

Symbole	Signification
E	Module de Young (GPa)
E_{cor}	Potentiel de corrosion (V)
f	Vitesse de brunissage (mm/min)
I_{cor}	Courant de corrosion (A)
KCV	Résilience
n_p	Nombre de passes
n	Coefficient d'écroûissage
P_y	Force de brunissage (N)
R_a	Rugosité Moyenne Arithmétique (µm)
Re	Limite élastique (MPa)
R_m	Resistance à la traction (MPa)
R_p	Résistance à la polarisation (Ω)
S₀	Section initial (mm ²)
V	Volume (mm ³)
W_r	Taux d'usure (mm ³ /N/m)
z	Coefficient de striction

NOTATIONS PRINCIPALES

$\beta_{a,c}$	Potentiel entre la cathode et l'anode (V)
ε	Déformation
μ	Coefficient de frottement
μH_{V200}	Micro-dureté Vickers

Introduction générale

Le transport de produits chimiques peut s'effectuer de différentes manières, mais le transport par pipeline est souvent privilégié en raison de sa réputation de sécurité, de rapidité et de rentabilité. Ce mode de transport implique l'installation de pipelines sur de longues distances pour acheminer des quantités substantielles de matériaux chimiques à travers de nombreux pays. La plupart des liquides transportés sont inflammables, toxiques et explosifs. Pour cette raison, les accidents de pipelines entraînent des répercussions majeures sur les personnes, les équipements, l'environnement et l'économie. Ces accidents se produisent dans le monde entier pour diverses raisons et entraînent des conséquences majeures.

Les données recueillies et analysées à partir de différentes sources sur les accidents survenus dans ces pipelines, ont montré que la corrosion, est responsable de 19 % des accidents les plus fréquentes. Les pertes causées par ce genre de dégradation constituent une part significative des pertes technologiques lors du processus de transport par pipelines et constituent une source de pollution importante.

Les analyses statistiques des défaillances des composants mécaniques révèlent que la plupart des ruptures surviennent après l'amorçage de fissures en surface. Ce phénomène est principalement dû aux contraintes mécaniques initiales et à l'impact des environnements rigoureux sur les surfaces des pièces. Il appartient donc de souligner que la qualité de surface revêt une grande importance dans les performances des éléments de structure. Cela nécessite la modification des couches superficielles des composants afin d'améliorer leur résistance à la fatigue et à la corrosion. Elles doivent donc être dotées de textures de surface appropriées, d'une micro-dureté accrue, de contraintes résiduelles de compression utiles et de microstructures à grains affinés. Ces exigences sont satisfaites dans une large mesure par l'acier à haute limite élastique (HLSS). Dans certains scénarios, les propriétés de base du matériau à l'état initial peuvent ne pas suffire pour atteindre les performances requises. Pour surmonter ce défi technique et économique, le matériau est amené à subir des modifications structurelles tout au long de son processus de fabrication, incluant des opérations d'usinage telles que le tournage, le fraisage et la rectification. Bien que ces méthodes soient souvent plus efficaces, elles peuvent

également présenter l'inconvénient d'être lentes et coûteuses. En dépit de leur faible volume par rapport au cœur de la matière, les couches superficielles jouent un rôle essentiel dans la caractérisation de la résistance globale des pièces mécaniques. Toutefois, ces couches sont les premières à être affectées par les coupures mécaniques. La principale préoccupation et les principaux défis auxquels les industriels font face dans la fabrication mécanique sont l'intégration des techniques d'usinage modernes dans le processus de production. Les meilleurs résultats sont obtenus dans de nombreux domaines de l'industrie mécanique pour les pièces susceptibles d'être endommagées par usure ou fatigue par un traitement associant une brillance de surface à une précontrainte de compression. Les pipelines utilisés pour le transport de ressources naturelles sont installés dans divers environnements de service (trafique routiers, fluctuation de pressions), dont certains présentent d'énormes défis, car les pipelines subissent une grave dégradation de l'environnement et une défaillance éventuelle entraînant de lourdes pertes[1].

Les exploitants doivent être capables à la fois de détecter et d'évaluer l'importance des défauts de pipeline, afin d'assurer son intégrité [2].

Les traitements thermiques et les TMS sont les deux principales techniques utilisées dans le domaine de l'ingénierie des surfaces (SE) pour modifier les couches de surface sans altérer la composition chimique. Ces deux méthodes sont employées afin d'optimiser les performances des tuyaux. Les techniques de fabrication contemporaines utilisent de plus en plus ces méthodes de mise en forme modernes. Aujourd'hui, il y a plusieurs TMS, tels que le grenailage, le galetage, le brunissage, etc. Ils intègrent des améliorations des caractéristiques mécaniques et tribologiques, une résistance accrue à l'usure et à la corrosion, etc.

Le brunissage est l'un de ces traitements mécaniques qui provoque un changement des propriétés de la couche superficielle par déformation plastique superficielle.

Il est indéniable que divers facteurs peuvent influencer les conséquences du brunissage sur le fonctionnement mécanique de la pièce. La réussite du traitement repose principalement sur l'outil de travail, la géométrie de sa partie active et la stratégie de travail.

Les outils de brunissage peuvent être parfaitement intégrés dans le processus de fabrication du fait que le processus ne nécessite pas de machine spéciale pour être exécuté. Cela peut être fait dans la même machine (fraiseuse ou tour) conventionnelle ou à commande numérique pour générer la géométrie de la pièce à traiter.

Ce document présente les résultats obtenus avec un nouvel outil de brunissage par bille développé par nos propres soins pour le traitement mécanique de surfaces plates ou cylindriques.

L'objectif de cette étude est de brunir une nuance d'acier semi-dur API X52 afin d'évaluer sa capacité à subir une déformation plastique superficielle. (DPS) et la façon dont elle affecte l'intégrité de surface en combinant les paramètres du brunissage (vitesse (f) et la force (P_y), le nombre de passes (n_p)) conformément à la planification multifactorielle de pleine expériences. Les effets optimaux du procédé ont été dégagés à travers la MSR où des modèles de prédictions de différentes réponses de sortie ont été établis à partir des régressions mathématiques. Les effets des paramètres du régime de traitement sur la rugosité (R_a) et la micro-dureté de surface (H_v) ont été mis en relief à partir de l'ANOVA et l'analyse du rapport signal /bruit. Les paramètres optimaux du brunissage ont servi pour des essais de corrosion et de tribologie.

Les caractéristiques mécaniques telles que la résistance au choc (KCV) et la résistance mécanique comme la limite élastique (R_e), la résistance à la rupture (R_m), et l'allongement (Δ %), le coefficient d'érouissage (n) ont été extraites à partir des essais de résilience Charpy et des essais de tractions des courbes nominale et rationnelle de traction effectuées sur matériau usiné (référence) et traité.

Une simulation du processus de brunissage par éléments finis avec le logiciel ABAQUS a été utilisée pour visualiser le phénomène de déformation plastique lors du passage de la bille.

Le mémoire comporte les parties suivantes :

- Dans le premier chapitre sont présentés des généralités sur les métaux et leurs propriétés mécaniques, l'intégrité de surface ainsi qu'une étude du procédé de TMS par brunissage.
- Le second chapitre décrit la conception d'un dispositif de brunissage ainsi que les gammes de fabrication et d'assemblage des différentes pièces qui le composent.
- Le troisième chapitre fait état des techniques expérimentales et la méthodologie de recherche nécessaires à ce travail. La préparation des éprouvettes, La machine-outil, les bancs d'essais et l'appareillage de mesure utilisés y sont décrits.
- Le quatrième chapitre est consacré aux résultats expérimentaux. Une analyse et une discussion des réponses de sortie selon les plans d'expériences ont été dressées en vue de dégager les résultats optimaux pour les principales propriétés de l'acier X52.

- Le cinquième chapitre présente une simulation par méthode des éléments fini du processus de brunissage en utilisant les paramètres optimaux.
- Le travail est sanctionné par une conclusion générale et une liste de références bibliographique et des annexes.

Chapitre I Bibliographie

I.1. Introduction

Au cours des trois dernières décennies, la production mondiale de pétrole et de gaz, ainsi que la consommation de leurs dérivés, ont considérablement augmenté, augmentant ainsi l'utilisation des pipelines pour leur transport. Environ 70 % du transport d'énergie dans le monde se fait par des pipelines[1, 2].

Comparé à d'autres moyens terrestres tels que les camions et les trains pour le transport du pétrole brut, le transport par pipeline est souvent perçu comme plus économique et sécurisé. De plus, les pipelines sont désormais conçus pour transporter des liquides dangereux comme le GPL, l'essence, ainsi que des produits pétroliers raffinés et même de l'hydrogène. Pour répondre à cette demande croissante, le développement d'aciers à haute résistance joue un rôle crucial en permettant de réduire l'épaisseur des parois des pipelines, contribuant ainsi à la diminution des coûts de fabrication des projets[4].

I.2. Spécifications imposées par la norme API

I.2.1. Les différentes Normes API

La fabrication de pipelines en acier pour le transport de gaz et de pétrole est la plus souvent régie par la norme API (American Petroleum Institute) version 5L. Cette dernière exige le plus souvent une grande résistance mécanique associée à une bonne ténacité à la rupture à basse température et à une bonne soudabilité, impliquant à cet effet l'utilisation d'aciers faiblement alliés à haute limite élastique (HLE).

L'American Petroleum Institute (API) est l'une des organisations qui fournit des normes pour les équipements et fournitures pétroliers. Cette norme est largement respectée dans le monde entier[5]. Les versions de la norme API sont généralement basées sur les performances et offrent de la flexibilité aux fabricants. L'API 5 était auparavant utilisée pour décrire ces produits, mais elle a depuis été divisée en API 5D pour les tubes de forage, API 5CT pour les boîtiers et les tubes et API 5L pour les pipelines. Pour cette dernière, deux nouvelles spécifications sont venues enrichir la norme à savoir : PSL1 et PSL2. La première (PSL1) concerne des tuyaux en acier pour pipelines avec des niveaux de qualité standard alors que la seconde (PSL2) renforce des exigences techniques du produit notamment la composition chimique, la ténacité en présence d'entaille, les propriétés de résistance et les essais non destructifs supplémentaires (CND)[6].

I.2.2. Spécifications imposées à la nuance des matériaux

Les aciers à haute performance (HLE), également connus sous le nom d'aciers à dispersoïdes, ont gagné en popularité en raison de leurs excellentes propriétés mécaniques. Les aciers HLE ont une microstructure qui comprend de la ferrite, de la perlite et des phases secondaires, comme les carbures, les nitrures et les carbonitrures des éléments dispersants. Le rôle de ces phases secondaires est essentiel pour améliorer la résistance et la durabilité des aciers. Les HLE sont généralement laminés à chaud et utilisés dans divers domaines d'application, notamment les constructions soudées et les pipelines. En fonction de leurs caractéristiques mécaniques, ils sont classés selon des niveaux spécifiques définis par des normes internationales comme l'API américaine. Dans cette étude, nous nous concentrerons sur l'acier API 5L X52, un HLE couramment utilisé dans les pipelines de transport d'hydrocarbures [7].

I.2.3. Spécifications imposées à la composition chimique

Les propriétés mécaniques et physiques du matériau API 5L X52 dépendent fortement de sa composition chimique. Pour obtenir les propriétés souhaitées, cette composition est strictement contrôlée. Les composants clés et leurs plages acceptables sont décrits ci-dessous. Le tuyau en acier API 5L X52 présente une teneur maximale en carbone de 0,28 %, ce qui lui confère une bonne résistance tout en facilitant sa soudabilité et sa formabilité. L'ajout de jusqu'à 1,4 % de manganèse améliore les propriétés mécaniques et la résistance à la traction du matériau. Les concentrations maximales autorisées de phosphore et de soufre dans le tuyau sont respectivement de 0,03 %. La robustesse et la durabilité de cet acier bénéficient également des traces de vanadium (V) et de niobium (Nb) présentes dans sa composition. De plus, l'ajout contrôlé de titane (Ti) permet d'affiner la structure des grains et d'améliorer les propriétés mécaniques générales du matériau. Les niveaux de cuivre (Cu), de nickel (Ni) et de chrome (Cr) sont soigneusement ajustés pour conférer à l'acier les caractéristiques spécifiques requises.[7,8].

I.2.4. Spécifications imposées aux propriétés mécaniques

Selon la norme API 5L X52 et sous les conditions PSL-1, le pipe devrait avoir une résistance à la traction minimale de 460 MPa, avec une limite d'élasticité de 360 MPa et un allongement minimum de 21 %. Sous les conditions PSL-2, les valeurs sont nettement plus élevées et varient en fonction du grade (X52N, X52Q, X52M). Ces propriétés sont essentielles pour garantir à la canalisation une meilleure résistance aux chocs [9].

I.3. Les Propriété mécaniques

Les caractéristiques de liaison et la microstructure d'un matériau jouent un rôle crucial dans ses propriétés mécaniques. L'analyse du comportement mécanique des matériaux permet de détecter les imperfections du réseau cristallin ainsi que les défauts atomiques. Bien que les tests mécaniques courants tels que la traction, la dureté, le fluage et la fatigue soient largement utilisés dans diverses industries, leur principal objectif n'est pas d'évaluer l'état des défauts, mais plutôt de vérifier la conformité du produit aux spécifications standard en termes de qualité [10]

I.3.1. La résistance mécanique

L'essai de traction est généralement réalisé à température ambiante. La procédure d'essai ainsi que la forme et les dimensions d'un échantillon de traction doivent être extraites des normes ISO ou d'autres normes connexes [11]. Le résultat de l'essai est souvent obtenu sous forme d'une courbe contrainte-déformation nominale dite conventionnelle, parfois même en une courbe contrainte-déformation réelle dite rationnelle. Un exemple de courbes contrainte-déformation d'un matériau ductile peut être illustré par la Figure I.1.

Dans la partie utile de longueur (L_0) fixée par un extensomètre, la contrainte nominale (σ) et la déformation nominale (ε) sont définies par les équations suivantes (I.1 et I.2) :

Où

$$\sigma = \frac{F}{A_0} \quad (\text{I.1})$$

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (\text{I.2})$$

A_0 est section initiale

ΔL est la variation de longueur

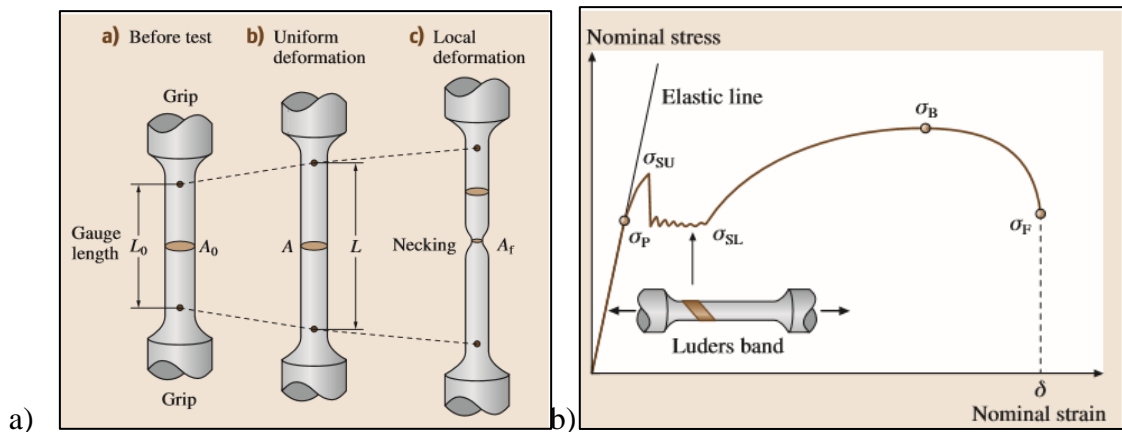


Figure I.1 Comportement en traction a) illustration schématique, b) illustration graphique [12].

La durée de vie des métaux soumis à une contrainte de traction peut-être divisée en trois étapes (Figure I.1a) [12]

STADE 1 : ce domaine dit élastique est caractérisé par des niveaux de contraintes relativement faibles et des déformations totalement réversibles. La contrainte et la déformation sont proportionnelles l'une à l'autre. La linéarité de ce domaine est exprimée par la loi de Hooke (Eq. I.3)

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} \quad (\text{I.3})$$

Où :

E : Module de Young ou module d'élasticité E. représentant La pente du segment linéaire

ε : Déformation

Il est à noter que le module de Young qui représente la constante de proportionnalité de la loi de Hooke est une propriété intrinsèque du matériau qui interprète l'intensité des liaisons atomiques et mesure la rigidité du matériau

La limite de proportionnalité de ce domaine définit la limite élastique [13]. Au-delà de cette limite, le matériau entre dans le stade 2 où il développe une déformation irréversible. La transition élasto-plastique entre les deux stades est le plus souvent marquée par une discontinuité de la limite élastique (R_e) et l'apparition des bandes de Lüders sur la surface de la pièce (Figure I.1b). Ce phénomène apparaît le plus souvent chez les aciers doux recuits

STADE 2 : Au-delà de la limite élastique, le matériau n'obéit plus à la loi de Hooke. Il continue à se déformer plastiquement et s'écoule de façon irréversible. Cette déformation qui se manifeste de manière homogène est à l'origine du durcissement par écrouissage du matériau pour lequel La contrainte d'écoulement augmente avec le renforcement par déformation plastique. Ce phénomène se manifeste par une courbe de traction qui s'éloigne de la ligne élastique en forme de curve. Il progresse avec une perte de rigueur; la pente de la courbe diminue jusqu'à devenir nulle.

STADE 3 : Après avoir atteint la contrainte maximale, le matériau perd son aptitude à répartir uniformément la déformation plastique et devient instable. La déformation commence alors à se localiser dans une zone dite de striction. Une contrainte inférieure suffit pour continuer à déformer le matériau plastiquement. La contrainte n'est plus uni axiale mais triaxiale.

Sur les courbes rationnelles (contrainte vraie-déformation vraie) (Figure I.2) le stade 2 peut-être ajustée par plusieurs lois [14]. La loi la plus utilisée est celle de Hollomon (Eq. I.4).

$$\sigma^* = K(\varepsilon^*)^n \quad (\text{I.4})$$

Où K et n représentent respectivement le facteur de renforcement et le coefficient d'écroutissage

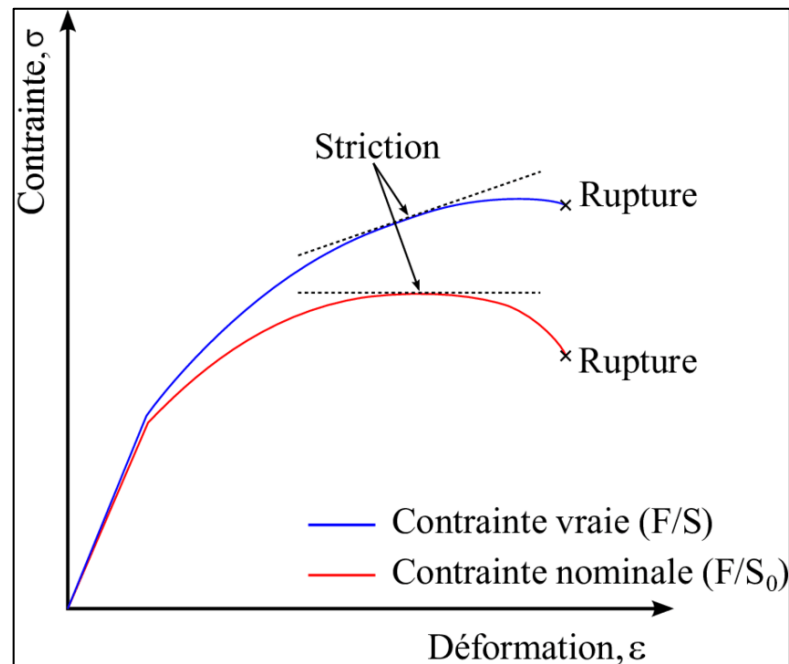


Figure I.2 Courbe de traction nominale et rationnelle d'un matériau ductile [14]

Au point le plus élevé de la courbe, la contrainte-atteint sa valeur ultime (σ_B) qui caractérise la résistance maximale (R_m) à la traction du matériau. En ce point la force appliquée ($F = \sigma \cdot A$) est maximale et le matériau commence à devenir instable. Le démarrage de l'instabilité plastique est donc conditionné par le critère de Considère (Eq. I.5).

$$dF = \sigma_v dA + A d\sigma_v = 0 \quad (\text{I.5})$$

Sous l'hypothèse de volume constant, on obtient l'égalité suivante (Eq. I.6)

$$\varepsilon_r = n \quad (\text{I.6})$$

Une grande valeur de n signifie une excellente formabilité plastique [13]. Le coefficient de striction (z) tout comme l'allongement total avant la rupture (A%) constitue un indicateur principal pour la mesure la plus courante de la ductilité d'un matériau [15].

Lorsqu'un matériau est fragile, comme c'est le cas pour les céramiques, la striction n'est pas observée, et la courbe s'arrête brusquement à la contrainte de rupture, souvent dans le régime élastique. Dans un tel cas, la surface de rupture est constituée de clivages ou de facettes trans granulaires. Pour de nombreuses applications industrielles, un métal est considéré comme cassant s'il présente moins de 5 % d'allongement avant rupture [16].

I.3.2. Résistance au choc (La résilience)

La capacité d'un matériau à absorber de l'énergie lorsqu'il est déformé élastiquement et à la restituer lorsqu'il est déchargé et appelée résilience.

I.3.2.1. Déroulement de l'essai

L'essai est normalisé (ASTM A370) [17] et se pratique au moyen d'un mouton pendule (

Figure I.3 a) de deux façons communément connues sous les noms d'essai d'impact Charpy et essai Izod. Dans le premier, l'éprouvette est solidement maintenue en position horizontale; et l'encoche (en V ou en U) est positionnée à l'opposé du percuteur alors que dans le deuxième, l'éprouvette est mise en place verticalement avec l'encoche face à la masse (

Figure I.3 b). Dans les deux cas le pendule de masse (m) est libéré d'une hauteur (h). En basculant vers le bas il heurte l'échantillon encoché auparavant maintenu en position (

Figure I.3a). L'énergie d'oscillation du pendule doit être suffisante pour rompre d'un seul choc l'éprouvette. Cette énergie absorbée par l'éprouvette pour se rompre, laisse au pendule une énergie résiduelle pour remonter à une hauteur (h') [11,12].

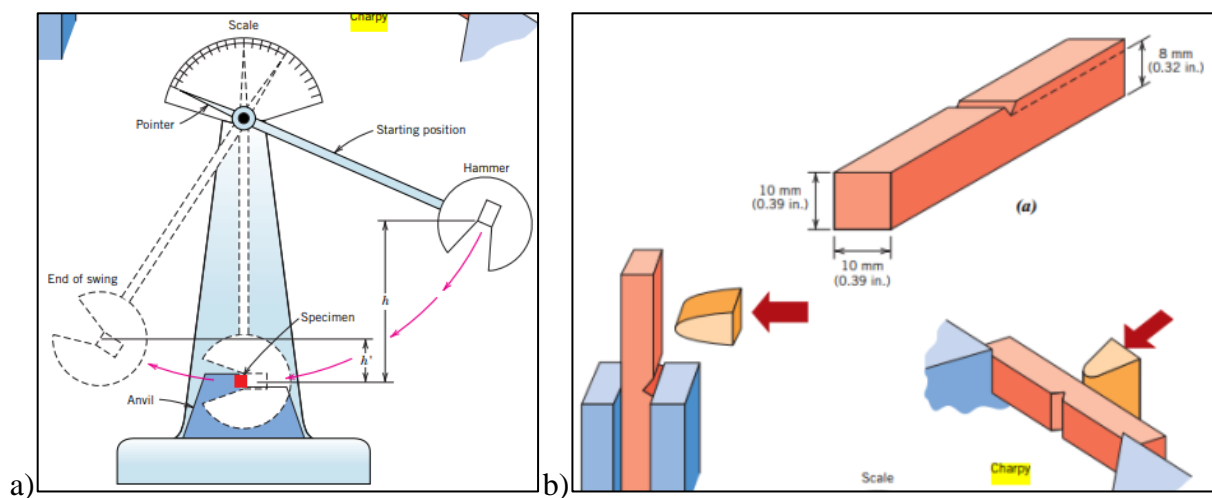


Figure I.3 Essai de résilience a) Mouton pendule et b) Eprouvettes [12]

I.3.2.2. Résultat

L'énergie de rupture U_i (J) peut-être calculée comme suit (Eq. I.8) :

$$U_i = mg(h - h') \quad (\text{I.8})$$

Où m est la masse du pendule, (kg); et g est l'accélération gravitationnelle ($g = 9,81 \text{ m/s}^2$).

La résistance (KCV ou K_{cu}) est généralement mesurée par le module de résilience, qui est l'énergie de déformation par unité de surface absorbée par le matériau [16]. Elle est définie par (Eq. I.9) :

$$K_{C_{u,v}} = \frac{U_i}{S} \left(\frac{J}{m^2} \right) \quad (I.9)$$

Il est apparu que plus la hauteur de remontée du pendule est faible plus l'énergie d'impact est élevée et plus le matériau est tenace. Ceci est le cas des matériaux ductiles (par exemple l'aluminium, le plomb, l'acier doux, etc.). En revanche, les matériaux à faible énergie d'impact (verre, la fonte, etc.) sont considérés comme fragiles.

I.3.2.3. Transition ductile-fragile

L'énergie d'impact d'un métal dépend fortement de la température. En particulier, on constate une forte réduction de l'énergie d'impact lorsque la température descend en dessous d'une certaine température. TTDF. En d'autres termes le matériau peut changer de comportement de ductile à fragile. Cette température qui marque la transition ductile-fragile est cruciale pour le comportement à la rupture des matériaux [18]. C'est pourquoi l'un des principaux objectifs des essais aux chocs (Charpy et Izod) est de déterminer la sensibilité du matériau à la transition ductile à fragile et la plage de températures à laquelle elle se produit.

À des températures plus élevées, l'énergie de rupture KCV est relativement grande, correspondant à un mode de rupture ductile. À mesure que la température diminue, l'énergie d'impact chute soudainement et la rupture devient fragile [19].

I.3.2.4. Ténacité aux chocs

La ténacité aux chocs est définie comme la quantité d'énergie absorbée avant la rupture du matériau d'essai lorsqu'il est chargé dans des conditions d'impact [11]. Cette propriété des matériaux peut manifester une transition ductile-fragile sous l'effet de plusieurs facteurs tels que la faible température, la grande vitesse de sollicitation ou un défaut de sévérité suffisante à la sensibilité aux entailles. Face à ces éléments de transition, les tests d'impact, en plus d'évaluer la résistance aux chocs et la sensibilité aux encoches des matériaux, sont un indicateur précieux de la résistance des matériaux.

I.4. Intégrité de surface

On peut définir l'intégrité de surface comme la combinaison des propriétés mécaniques, métallurgiques, topographiques, thermiques et chimiques de la surface d'un composant. Cette intégrité peut-être associée aux performances lors de l'application prévue du même composant. Les caractéristiques d'intégrité de surface affectent les performances fonctionnelles en contrôlant les phénomènes tribologiques en termes de friction et de comportement d'usure des corps de contact, efficacité de lubrification, corrosion par stress, croissance de fissures de fatigue, etc [20].

I.4.1. Caractéristiques des couches superficielles

Le concept de surface désigne une couche d'épaisseur allant de 10^{-2} à 10^{-6} mm. Il est possible que la composition chimique et les caractéristiques mécaniques de cette zone diffèrent considérablement de celles du cœur du matériau. Les films contaminants (gaz absorbés, produits organiques) peuvent être appliqués sur la surface, tandis que dans le cas des métaux, ils peuvent être écrouis. En présence de ces écrans, le comportement tribologique des corps en contact sera modifié (Figure I.4)[21].

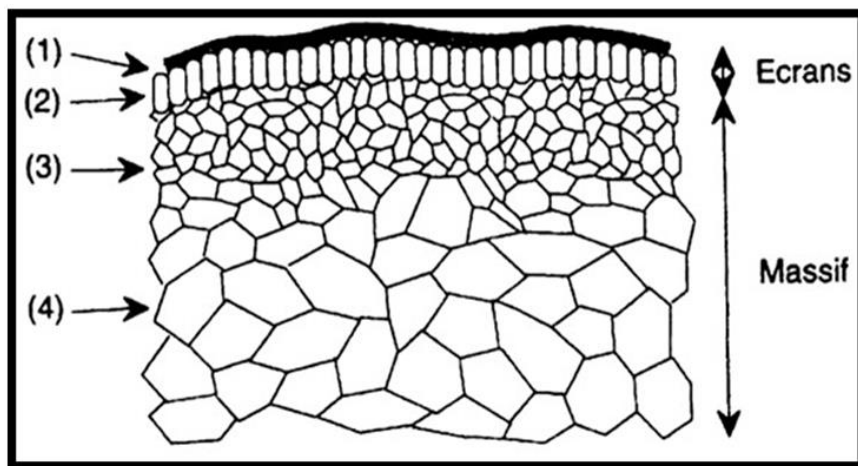


Figure I.4 Représentation schématique en coupe d'une surface [22].

La topographie influence la majorité des éléments qui influencent le comportement au frottement et à l'usure, tels que le mode de contact et le comportement du milieu interfacial (troisième corps) [23].

I.4.2. Qualité de surface

Selon la norme industrielle allemande DIN 4760[24], tous les écarts de forme sont classés en six catégories. Les écarts morphologiques jusqu'au quatrième ordre sont résumés dans la Figure I.5 [25].




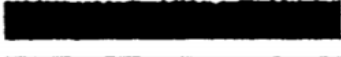

Geometrical deviation Profile diagram	Description Examples of origin
1st order: Form 	errors in guidance of machine tool, deflections of machine tool or workpiece, error in fixture of workpiece, warping, wear
2nd order: Waviness 	eccentric fixture, form deviation of tool, vibration
3rd order: Roughness 	grooves, form of tool cutting edge, horizontal and vertical feed
4th order: Roughness 	cutting process (tear chip, shear chip), deformation from blasting, germination with galvanizing
5th order: Roughness not presentable	crystallization process, mordant, corrosion
6th order: Roughness not presentable	crystal structure
Superposition 	actual surface

Figure I.5 Superposition des écarts de surface (DIN 4760)[25]

1-La différence de forme (à l'échelle macroscopique) : absence de planéité, de rectitude ou de rotation.

2- La distance entre les crêtes lors de l'ondulation (échelle macroscopique) varie de 0,5 à 2,5 mm.

3- Les stries et les sillons (défauts périodiques ou pseudopériodiques, à l'échelle microscopique) présentent un écart inférieur ou égal à 0,5 mm entre les crêtes.

4-Défauts localement repérés (à l'échelle microscopique) : trace d'outil, perforation, fissure, piquûre.

5-Échelle mésoscopique de la structure cristalline.

6-Échelle nanoscopique du réseau cristallin [25].

I.4.2.1. Rugosité

La rugosité de surface d'une pièce se réfère à la différence d'altitude entre les crêtes et les vallées microscopiques de sa surface. Cet aspect reflète les irrégularités à une échelle très fine. Une surface rugueuse peut influencer significativement sur plusieurs aspects des performances d'une pièce, notamment sa résistance à l'usure, sa capacité à résister à la fatigue, sa réponse aux vibrations, la rigidité de son contact. Ces facteurs sont essentiels pour déterminer la durabilité et la fiabilité des pièces usinées[26].

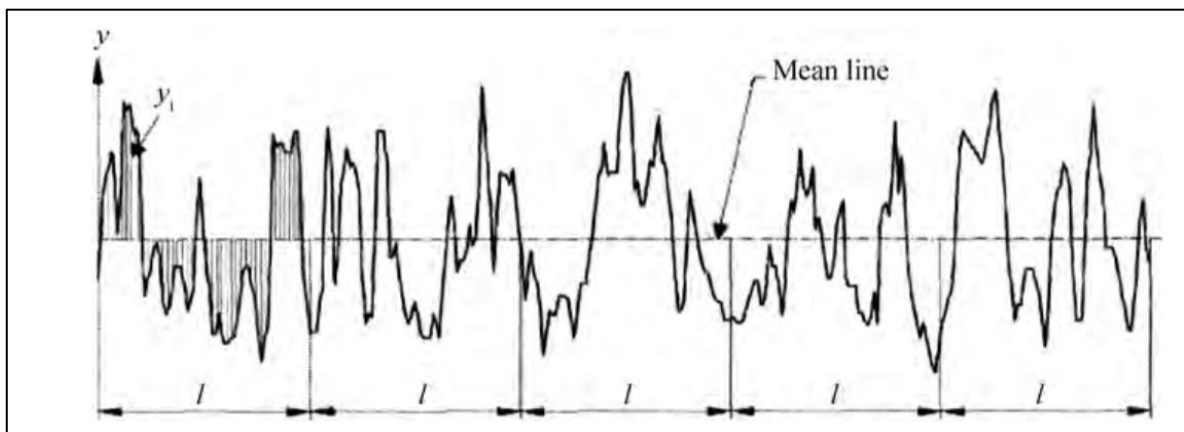


Figure I.6 Profil de rugosité [24].

Ra, rugosité moyenne arithmétique du profil : définie sur une longueur de base. Ra est utilisé comme une évaluation globale de l'amplitude de la rugosité du profil mais ne donne aucune information sur la répartition spatiale des irrégularités du profils ni de la forme du profil (Figure I.6) [24].

$$Ra = \frac{1}{l} \int_0^l |y(x)| dx \quad (\text{I.1})$$

Où : l la longueur du profil,

y(x) la hauteur du profil à la position x,

I.4.2.2. Dureté des matériaux

Dans la pratique pétrolière, elle est utilisée comme méthode pratique pour l'inspection sur le terrain des produits afin de déterminer si le métal en question possède la résistance nécessaire pour l'application en question.

Au cours des dernières décennies, diverses méthodes d'indentation ont été développées, parmi lesquelles les plus importantes ont été définies par Vickers, Knoop, Brinell et Rockwell. Toutes

ces méthodes relient la charge appliquée à une caractéristique géométrique de l'empreinte produite par des pénétrateurs de différentes formes et géométries. La dureté peut-être liée à la limite d'écoulement ou à la résistance à la traction du métal, car lors de l'indentation, le matériau autour de l'empreinte est déformé plastiquement jusqu'à un certain pourcentage de déformation [10].

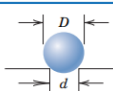

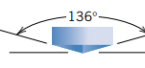

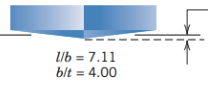

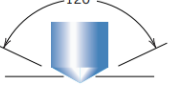


Test	Indenter	Shape of Indentation		Load	Formula for Hardness Number ^a
		Side View	Top View		
Brinell	10-mm sphere of steel or tungsten carbide			P	$HB = \frac{2P}{\pi D [D - \sqrt{D^2 - d^2}]}$
Vickers microhardness	Diamond pyramid			P	$HV = 1.854P/d_1^2$
Knoop microhardness	Diamond pyramid			P	$HK = 14.2 P/l^2$
Rockwell and superficial Rockwell	{ Diamond cone; $\frac{1}{16}, \frac{1}{8}, \frac{1}{4}, \frac{1}{2}$ in. diameter tungsten carbide spheres			60 kg } Rockwell	
				100 kg } 150 kg }	
				15 kg } Superficial Rockwell	
				30 kg } 45 kg }	

Figure I.7 Techniques de mesure de dureté

Un essai de dureté implique l'application d'un pénétrateur sur la surface d'un métal testé avec une charge définie pendant un laps de temps donné, suivi de la mesure de la taille ou de la profondeur de l'empreinte créée. Cet essai vise principalement à évaluer la capacité d'un matériau à s'adapter à une application ou à un traitement particulier. Les méthodes de mesure de dureté les plus fréquemment employées sont présentées dans la Figure ci-dessus [5].

Les résultats des essais de dureté fournissent des informations précieuses sur le comportement mécanique et l'état structural d'un acier. Les experts cherchent à établir des corrélations entre ces mesures faciles à obtenir et des caractéristiques de résistance telles que la résistance à la traction (R_m)[27] (voir Annexes

Annexe A).

I.4.3. Les contraintes résiduelles

L'état de contrainte (compression ou traction) d'un matériau lorsqu'il n'est pas soumis à une charge externe est généralement appelé contrainte résiduelle. Ces contraintes peuvent donc être

évaluées dans un état stable de la pièce. Les contraintes résiduelles sont causées par la production du matériau brut et sa transformation (usinage, soudure, traitement thermique, rectification traitement mécanique...). L'apparition de contraintes résiduelles lors de l'usinage résulte d'une combinaison complexe d'effets induits par le processus de coupe :

Changements physicochimiques, comme des altérations de la structure microstructurale et des modifications de phase dues à l'élévation de la température.

Des effets thermiques (échauffement inégal)

Des effets mécaniques (écrouissement, processus de coupe)[12].

Les contraintes résiduelles sont la superposition de trois types classées dans le tableau I.2.

Tableau I.1 Définition des trois échelles d'observation [28].

Volume d'analyse	Discontinuités	Contraintes internes
Quelques mm³	Surface, fissure cavités	Macroscopique ordre I, échelle I
Un grain du matériau	Joint de grains	Mésoscopique ordre II, échelle II
Constituant particulier (phase métallurgique)	Volume discontinue, relativement fictive	
Réseau cristallin	Défaut ponctuels linéaires planaires	Microscopique, ordre III, échelle III

Les contraintes du premier ordre σ_I sont celles qui s'appliquent à l'échelle d'un grand nombre de grains, celles du deuxième ordre σ_{II} à l'échelle du grain, celles du troisième ordre σ_{III} à l'échelle de quelques distances interatomiques comme le montre schématiquement la Figure I.8[28].

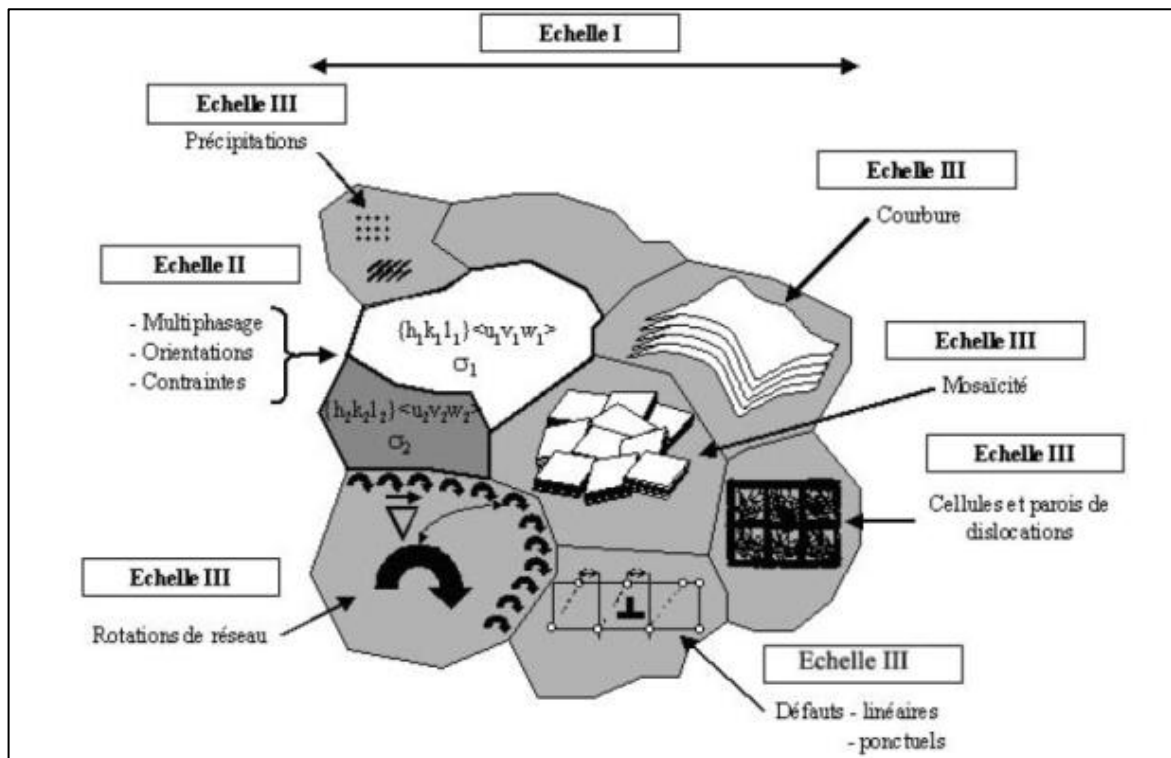


Figure I.8 Présentation schématique des contraintes résiduelles et des joints de grains[28].

I.5. Dégradation des pipes

En service, les pipes sont souvent affectées par des contraintes excessives de flexion et de traction des petits tuyaux [2,4] qui peuvent provoquer une augmentation de la pression interne conduisant à des fissures qui en se propageant peuvent entraîner des ruptures et par conséquent des fuites importantes du liquide transporté. Cette défaillance est le plus souvent accentuée par la fluctuation de la pression ou même le chargement cyclique de la canalisation entraînant sa dégradation par phénomène de fatigue du matériau.

De plus, il est possible d'installer le tuyau dans des zones extrêmement froides au point de créer une transition ductile-fragile du matériau. La fragilisation du matériau peut causer l'éclatement du tuyau en fonctionnement. Le problème lié à la dégradation est d'autant plus crucial dès l'instant où le pipe est sollicité à l'agressivité du produit transporté. L'endommagement peut ainsi s'étendre d'une part au phénomène de corrosion ce qui entraîne la formation de trous localisés dans la paroi du tube et d'autre part à l'amincissement par phénomène d'usure des parois. Ce dernier se manifeste sous différents types en fonction de la nature du matériau en contact, la lubrification, l'environnement, et les charges auxquelles il est soumis [29].

1.5.1. La corrosion

D'après la norme ISO 8044, la corrosion se décrit comme une interaction physico-chimique entre un métal et son milieu environnant (tel que l'air, l'eau, les solutions aqueuses, les sols...). Cette interaction provoque des altérations dans les propriétés du métal et entraîne une détérioration fonctionnelle du métal lui-même, de son environnement, ou du système technique englobant ces deux éléments[30].

En ce qui concerne la corrosion des pipelines en acier. Le phénomène se manifeste de façon naturelle, où les molécules de fer sont transformées en des formes d'hydroxydes ferreux ioniques. La corrosion implique que les électrons sont libérés par les ions de fer dans un milieu cathodique constitué par l'oxygène ou l'hydrogène de l'atmosphère. La décomposition du fer peut avoir lieu pour donner suite à deux réactions anodique et cathodique (Figure I.9) [31]. Par ailleurs, le taux de corrosion d'un système de tuyauterie est généralement influencé par des facteurs externes et internes. Les facteurs externes comprennent l'environnement de travail des canalisations, la chimie du sol et l'humidité pour les canalisations enterrées ou la chimie de l'eau dans le cas des canalisations immergées

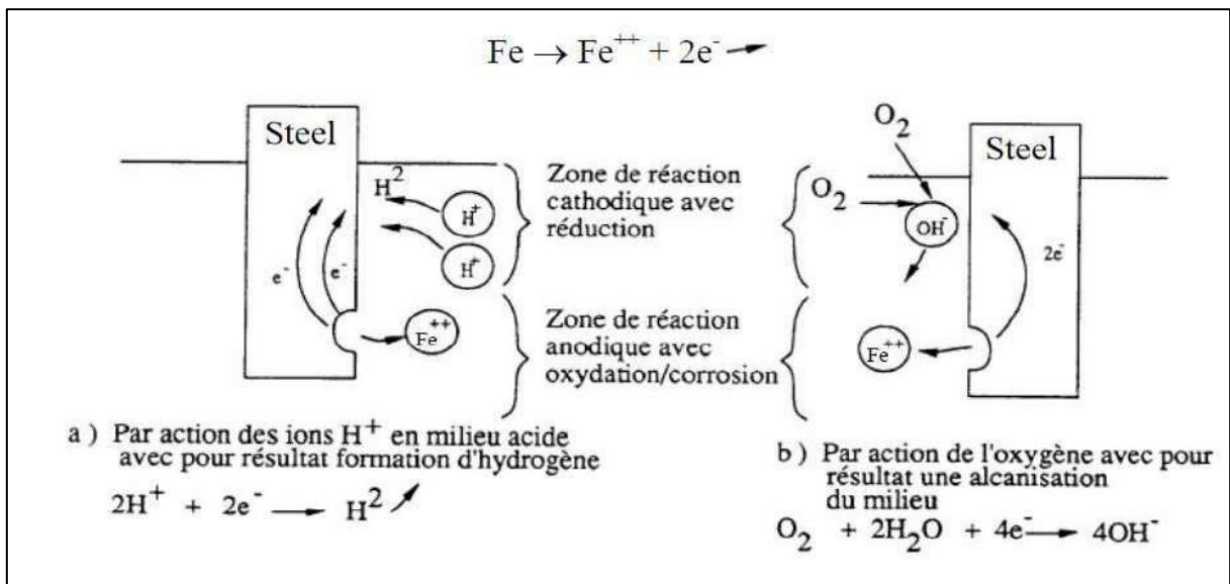


Figure I.9 Processus de corrosion

Selon le milieu d'implantation des pipes et les sollicitations mécaniques auxquelles ils sont soumis, la corrosion peut-être classée en fonction du mécanisme sous-jacent en :

- Corrosion par immersion : ce type de corrosion se produit lorsque le matériau est en contact avec un milieu corrosif, tel que l'eau salée ou l'acide.

- Corrosion par piqûres : ce type de corrosion se produit lorsque des concentrations localisées de corrosion se forment sur la surface du matériau.
- Corrosion par fatigue : ce type de corrosion se produit lorsque le matériau est soumis à des cycles de charge et de décharge [5].



Figure I.10 Corrosion interne dans un oléoduc de pétrole brut [32]

La texture de surface de l'acier influence significativement sa corrosion : les surfaces lisses, avec une faible rugosité, sont moins sujettes à une corrosion rapide, tandis que les surfaces plus rugueuses, avec une rugosité plus élevée, ont tendance à corroder plus rapidement [33,34].

I.5.1. Le frottement

Le frottement est une manifestation qui survient lorsque deux surfaces en contact sont rigides. Cette résistance est due aux irrégularités des surfaces, qui provoquent à la fois l'usure et la dissipation de la chaleur. Malgré leur capacité à réduire le frottement, les lubrifiants entraînent tout de même une résistance et des contraintes mécaniques. Il est crucial de saisir le concept de friction dans différentes applications, car il entraîne une consommation d'énergie, une usure et un bruit. Cependant, il est difficile d'ajuster le frottement et les mécanismes microscopiques sous-jacents demeurent mal compris. [35].

Les pertes par frottement jouent un rôle important pour les performances et la fiabilité des composants mécaniques par des phénomènes tels que l'adhérence, la déformation plastique, l'usure, la contrainte du film, la rupture et la fatigue, qui font de l'usure excessive un paramètre critique. Concernant l'usure par glissement, plusieurs formulations ont été étudiées afin de décrire les différents mécanismes impliqués dans ce phénomène. Une formulation habituelle a

été proposée par Archard et prédit que le volume retiré par unité de distance de glissement dû à l'usure dépend de : la charge normale et la dureté du matériau le plus mou (soit le corps, soit le contre-corps)[36][37].

I.5.2. Usure

L'usure fait référence à l'élimination ou à l'altération graduelle de la matière à la surface d'un corps solide. L'origine de l'usure peut-être attribuée à des éléments mécaniques ou chimiques. La discipline qui se concentre sur l'usure et les processus qui l'accompagnent est reconnue sous le nom de tribologie. Les répercussions financières de l'usure par abrasion à elle seule ont été estimées entre 1 et 4 % du produit intérieur brut des pays industrialisés [38,39].

L'usure peut-être classée en fonction du mécanisme sous-jacent en :

- Usure par abrasion : ce type d'usure se produit lorsque deux surfaces en contact se frottent l'une contre l'autre. Les répercussions financières de l'usure par abrasion à elle seule ont été estimées entre 1 et 4 % du produit intérieur brut des pays industrialisés.
- Usure par adhésion : ce type d'usure se produit lorsque deux surfaces en contact adhèrent l'une à l'autre et se séparent ensuite.
- Usure par fatigue : ce type d'usure se produit lorsque le matériau est soumis à des cycles de charge et de décharge [36].

I.5.2.1. Influence de la qualité de surface sur l'usure

La finition de surface d'un composant usiné joue un rôle essentiel dans la durabilité des systèmes mécaniques. Les surfaces usinées présentent des imperfections intrinsèques et sont marquées par des traces causées par les procédures d'usinage. Ces imperfections entraînent une augmentation du frottement, ce qui peut causer des dommages aux surfaces en contact et diminuer les performances du contrôle [40]. De nombreuses études mettent en évidence l'importance cruciale de la dureté de surface pour la résistance à l'usure. Les variations de dureté peuvent considérablement influencer le comportement résistant à l'usure des matériaux. Les surfaces de contact des équipements tels que les machines minières, agricoles et les pipelines sont fréquemment exposées à l'abrasion due au sol, au sable, à la poussière de charbon, etc., pendant leur utilisation [36].

I.6. Les traitements mécaniques de surface

Pour optimiser les propriétés des composants lors de leur fabrication, un parachèvement supplémentaire est souvent nécessaire. Les industries utilisent de nouveaux matériaux soumis à divers traitements thermiques comme le durcissement, la trempe et le recuit pour améliorer les performances des produits. Cependant, ces procédés peuvent induire des contraintes résiduelles élevées et altérer la structure, affectant négativement certaines propriétés matérielles. Ainsi, des TMS sont essentiels pour garantir les caractéristiques spécifiques des surfaces concernées.

Le concept fondamental consiste à exercer une pression sur la surface d'un matériau afin de causer une déformation plastique superficielle. (DPS). Il en résulte de cette DPS, les effets principaux qui le plus souvent interagissent ou se combinent entre eux (mécanique technologique, métallurgique)[41,42]

Ces effets contribuent à modifier la structure et sont dans la plupart des situations avantageux vis-à-vis de certaines propriétés mécaniques telles que la fatigue, l'usure... Pour cette raison, les TMS trouvent un domaine d'application de plus en plus large dans l'Ingénierie des surfaces mécaniques pour améliorer les propriétés mécaniques de la pièce[43]

Bien que le point commun à tous les TMS soit le non-enlèvement de matière, la rapidité de l'opération et l'écologie du travail, la technologie peut-être variable d'un procédé à l'autre selon l'objectif à atteindre.

Certains procédés opèrent de façon dynamique et sans géométrie définie des outils. C'est souvent le cas du grenailage de précontrainte, du martelage, du choc laser. Cette façon d'opérer présente généralement l'inconvénient d'altérer la rugosité de la surface traitée[41]

D'autres procédés utilisent le principe statique de la DPS, C'est le cas principalement du brunissage ou du galetage qui nécessite des outils de forme bien définie (sphérique, cylindrique...) qui travaillent par roulement ou glissement sur la surface à traiter. Ce type de travail peut généralement améliorer ou conserver l'état géométrique de la surface

I.6.1. Le traitement de surface par brunissage

Le procédé de brunissage opère sans enlèvement de copeaux où l'élément déformant agit sur les aspérités de surface en écrasant les crêtes dans les creux. Le procédé est de plus en plus apprécié pour sa simplicité d'exécution, sa rentabilité et son écologie. Le procédé opère de façon statique où l'action déformante résulte soit par frottement de roulement d'une bille flottante ou un galet ou par frottement de glissement au moyen d'une pointe. Le brunissage utilise des outils variés qui peuvent être monté sur des machines-outils aussi bien conventionnelle qu'à commande numérique (CNC). Pour le traitement des surfaces de révolution, l'opération est semblable à celle du tournage, tandis que pour le traitement des surfaces planes, elle est comparable à celle du fraisage[44].

I.6.2. Type de brunissage

I.6.2.1. Brunissage à billes

Le processus se caractérise par le passage d'une bille sphérique (3-12 mm de diamètre) sous une force normale suffisamment grande pour déformer les pics du profil de surface (Figure I.11).

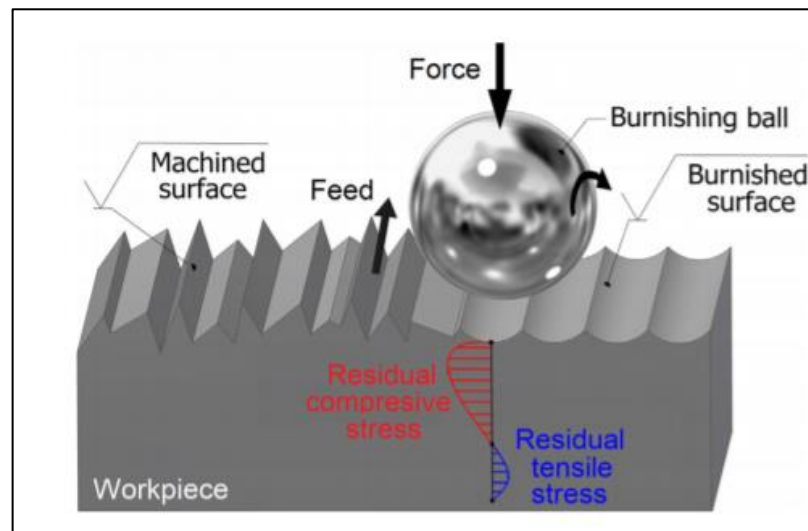


Figure I.11 Brunissage à billes [45]

La bille est en contact uniquement avec la surface à brunir et roule librement avec un très faible frottement [46].

I.6.2.2. Brunissage au rouleau (Galetage)

En brunissage au rouleau, un ou plusieurs rouleaux sont forcés en rotation sur une surface usinée (Figure I.12). Les outils de brunissage à rouleau sont essentiellement classés en deux groupes, les outils à rouleau unique et les outils à rouleaux multiples [47].

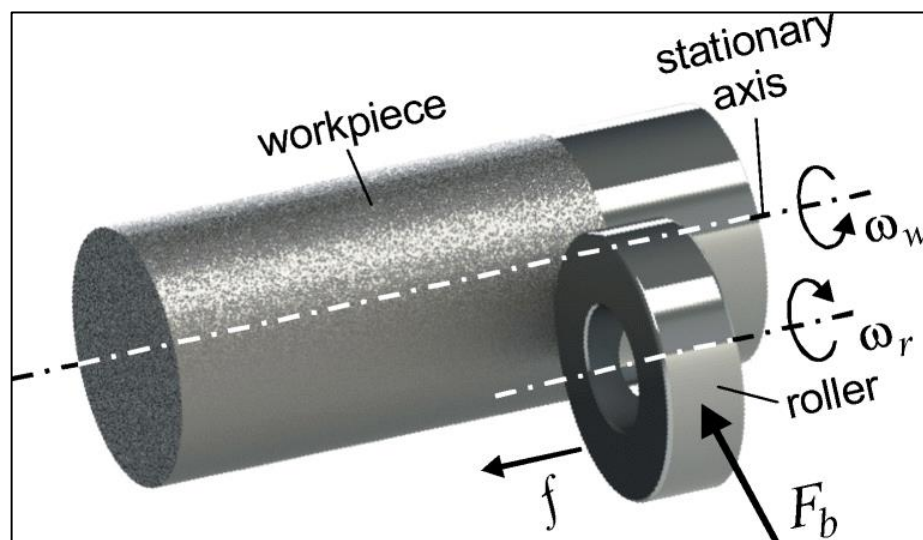


Figure I.12 Brunissage à rouleau d'une pièce cylindrique [48]

I.6.2.3. Brunissage avec pointe

Dans ce type de brunissage, la pointe de l'outil est fixée pour glisser purement sur la pièce avec des forces de friction significatives dans les deux directions (Figure I.13).

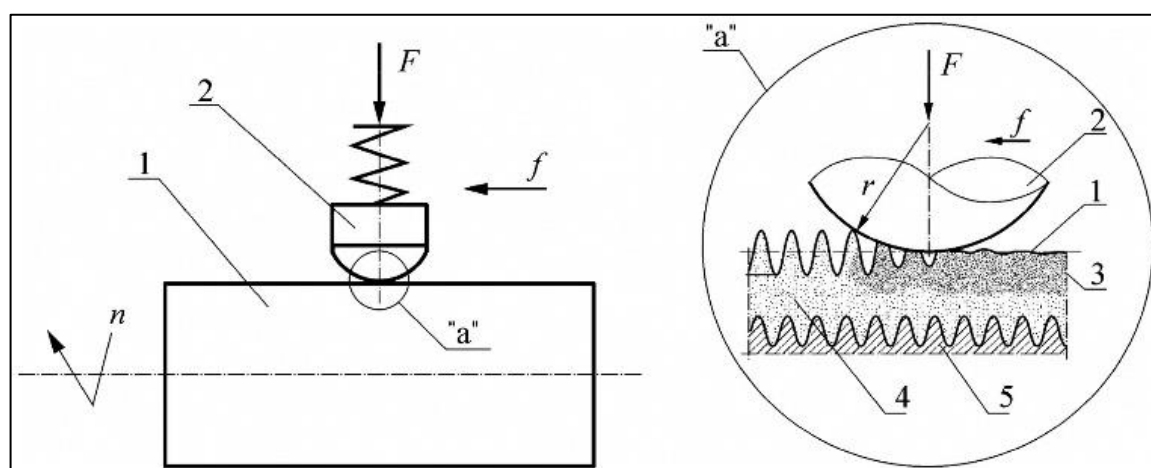


Figure I.13 Brunissage avec pointe [49].

La pointe de l'outil de brunissage à glissement est généralement composée d'un matériau extrêmement dur. Dans la plupart des cas, le diamant est choisi en raison de sa dureté exceptionnelle, de sa résistance à l'abrasion et de son faible coefficient de friction lorsqu'il glisse sur le métal [49].

I.6.3. Principe de fonctionnement du brunissage

Les microreliefs initiaux de la pièce subissent une déformation plastique sous l'action de matériaux tels que les métaux durs, les alliages résistants ou le diamant, ainsi que de la forme spécifique de l'outil utilisé (bille, galet, pointe sphérique). Ce processus aboutit à une structure de microreliefs plus uniforme, qui permet d'obtenir une couche de matériau micro compressée allant de $2\mu\text{m}$ jusqu'à $10\mu\text{m}$, améliore les performances en fatigue et réduit les risques de fissuration par corrosion sous contrainte. Le processus de brunissage est responsable de la conversion des contraintes résiduelles de traction en contraintes résiduelles de compression dans cette zone[50,51].

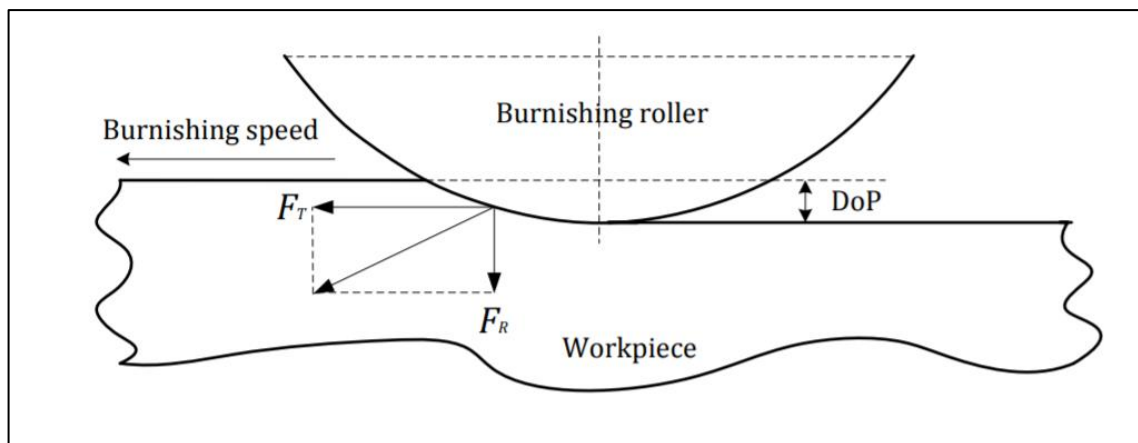


Figure I.14 Illustration du processus de brunissage [52]

Pendant la coupe, les forces fluctuent dans la zone de contact entre l'outil et la pièce. Lorsque la profondeur de coupe est très faible, aucun copeau n'est formé, ce qui définit un processus de brunissage. Les forces tangentielle (F_T) et radiale (F_R) sont essentielles : F_T pousse le métal vers l'avant, tandis que F_R presse le métal en surface. Si F_T dépasse F_R ($F_T > F_R$) lors de l'enlèvement de matière, des copeaux se forment. En revanche, lorsque $F_T < F_R$, le métal est simplement pressé contre l'outil, sans formation de copeaux, caractérisant ainsi un traitement de brunissage (Figure I.14) [52].

I.6.4. Paramètres de brunissage

Le brunissage est effectué pour améliorer les performances des pièces mécaniques, telles que leur résistance à la fatigue, à l'usure, à la corrosion, et pour améliorer la qualité des couches superficielles du produit. [53] L'efficacité du traitement dépend de plusieurs paramètres

1) Vitesse de brunissage

Le traitement de la surface, cylindrique ou plane, dépend de la vitesse de rotation de la pièce pendant l'opération, qui est exprimée en révolutions par minute (tr/min) ou en millimètres par minute (mm/min). L'augmentation de la vitesse de brunissage est généralement accompagnée d'une réduction de la rugosité de surface. Toutefois, au-delà d'un certain seuil, une augmentation excessive de la vitesse peut entraîner une hausse de la rugosité de la surface en raison du broutage de la machine ou de l'outil [54].

2) La vitesse d'avance

C'est la vitesse linéaire avec laquelle l'outil avance par rapport à la pièce. Elle est mesurée en mm/tr ou mm/min pour le brunissage orthogonal. Afin d'améliorer la surface. Il est essentiel de réduire la vitesse, donc il est nécessaire d'optimiser la vitesse d'avance afin d'améliorer la finition de la surface.

3) La force de brunissage

Ce paramètre doit être suffisant pour faire écouler le matériau, lisser les aspérités d'usinage et améliorer la rugosité de surface. Il dépend principalement du module d'élasticité du matériau[54]. La pression qui en résulte doit être telle que la pénétration de l'outil et la limite d'élasticité du matériau soient atteintes localement pour obtenir un résultat adéquat [55,56]. Ce facteur joue un rôle majeur dans les résultats du brunissage à billes.

La largeur de passe latérale, définie comme la distance entre deux passes de brunissage successives, constitue un paramètre crucial influant sur le processus. Les chercheurs ont tendance à opter pour des valeurs prudentes afin de garantir que l'ensemble de la surface soit traité. Cependant, une largeur de passe latérale trop réduite entraîne une augmentation du nombre de passes nécessaires, ce qui rallonge le temps de brunissage et diminue la productivité globale.

Gomez-Gras et al (2015) ont suggéré une largeur de passe latérale standard en lien avec la force de brunissage et le type de brunissage (avec ou sans vibration). Ils ont recommandé une

largeur de passe latérale optimale dans une fourchette comprise entre $0,5l$ et l , où l représente la largeur d'une ligne de brunissage sous des paramètres donnés[57]. Cette plage de valeurs permet d'éviter les passes superflues qui réduisent la productivité, tout en empêchant également l'accumulation de matériau non déformé sur la surface, ce qui pourrait diminuer les effets du brunissage. Par conséquent, ces recommandations fournissent une méthode pour améliorer l'efficacité du processus de brunissage tout en maintenant la qualité de la finition de la surface [58].

D'autres facteurs de brunissage peuvent également avoir un impact significatif sur l'intégrité de surface et les caractéristiques mécaniques du matériau traité, pour ne mentionner que quelques-uns :

- La géométrie et les dimensions de l'outil,
- Les caractéristiques mécaniques de l'élément déformant (dureté et le module du Young).
- Le nombre de passes d'outils.
- La nature du matériau à traiter,
- La forme et les dimensions de la pièce,
- La rugosité initiale de la surface (avant traitement),
- Les contraintes résiduelles préexistantes,
- La lubrification et la stratégie de travail.

I.7. Etat de l'art

I.7.1. Influence du brunissage sur les paramètres géométriques : rugosité de surface et texture

Les applications en ingénierie nécessitent la limitation des irrégularités topologiques macro géométriques pour garantir, par exemple, l'interchangeabilité des pièces et l'assemblage de différents composants. En outre, plusieurs chercheurs ont examiné l'impact de la technique de brunissage par billes sur la rugosité de surface, un sujet souvent abordé dans les publications académiques. [47,59]. Le brunissage à bille est un sujet fréquemment abordé dans la littérature spécialisée [45,51,60]. En général, le brunissage améliore la rugosité de surface de 40 à 90 % [61–63]. Korzynski et al. (2009) [49] ont montré qu'il était possible d'obtenir une rugosité de $R_a = 0,07 \mu\text{m}$ après un brunissage au diamant. Kumar et al. (2016) [64] ont démontré que la

rugosité de surface de l'acier C40E pouvait être réduite jusqu'à $0,129 \mu\text{m}$ après un brunissage à rouleaux, améliorant ainsi la rugosité de surface d'environ 40 %.

Selon des études menées sur divers aciers, il a été démontré que la pression idéale pour diminuer la rugosité de surface varie en fonction de la dureté du matériau. Pour les matériaux d'une dureté inférieure à 35 HRC, une pression de 15 MPa est recommandée. Pour les matériaux d'une dureté allant de 35 à 55 HRC, une pression de 20 MPa est optimale. Les matériaux plus durs (>50 HRC) peuvent nécessiter des pressions plus élevées, dépassant 20 MPa [65–67].

I.7.2. Effet du brunissage sur les propriétés mécaniques des aciers

Une recherche expérimentale menée par Gustavo Capilla-González et al.[68] a examiné l'effet du brunissage à la bille sur des tests de traction en utilisant la méthodologie de surface de réponse (RSM) basée sur un plan factoriel 32. On a étudié les conséquences de la force de brunissage (P_y) et du nombre de passes de l'outil (n_p) sur la rugosité moyenne (R_a), la limite d'élasticité (R_e) et le pourcentage d'allongement à la rupture ($\% A$). Selon les résultats, le brunissage à la bille a permis une réduction maximale de R_a de 81,7 %. En outre, on a constaté une augmentation de 25 % de la ductilité du matériau et une modification significative de la limite d'élasticité et du durcissement au travail. Dans son étude de 2012 [69] Fathi Gharbi a obtenu des résultats importants concernant le brunissage des tôles en aluminium 1050A laminées à froid. La limite d'élasticité et la résistance à la traction maximale peuvent être considérablement variables en fonction des conditions de brunissage, avec des augmentations pouvant aller jusqu'à 48 %. En outre, on observe une augmentation de l'allongement à la rupture et de l'énergie absorbée, ce qui laisse entendre une amélioration de la ductilité. Toutefois, la micro-dureté de surface demeure relativement stable, avec une plage de 40 à 43 Hv.

Bourebia et al. (2021) [70] ont examiné comment les caractéristiques mécaniques des aciers S355 JR peuvent être améliorées grâce au brunissage et aux traitements thermiques (trempe et relâchement). Selon les résultats, on a constaté une hausse notable de la dureté de surface de 30,46 %.

I.7.3. Influence du brunissage sur la dureté

C'est pourquoi l'écrouissage est utile pour étudier l'état métallurgique du matériau, car il est directement lié à la déformation plastique causée par la bille. L'écrouissage correspond au processus par lequel les métaux ductiles acquièrent une dureté et une résistance accrues à mesure qu'ils sont déformés de manière plastique. L'écrouissage d'un matériau entraîne des

effets directs tels que l'augmentation de sa limite d'élasticité et de sa résistance à la traction, causée par la propagation des dislocations causées par les contraintes. La résistance à un Chapitre I Bibliographie 47 mouvement de dislocation supplémentaire augmente avec la multiplication des défauts de réseau, ce qui se manifeste à une échelle macro sous la forme d'une augmentation de la dureté. Ainsi, la mesure de la dureté peut-être utilisée pour évaluer l'intégrité microstructurale des surfaces brunies

Par exemple, Lopez de la Calle et al. (2007) [71] ont déterminé la profondeur du brunissage de l'ordre de 10 μm , dans les alliages d'acier préchauffés Inconel 718 et AISI P20. La dureté résultante augmentait à mesure que la pression de brunissage était appliquée pendant le processus. Dans tous les cas, la dureté obtenue après usinage a été améliorée (Figure I.16). La relation directe entre la force de brunissage et la dureté de surface avait déjà été rapportée par Loh et al. [72,73], à partir d'expériences exécutées sur des spécimens AISI 1045. Malgré l'effet positif de la force de brunissage sur l'intégrité métallurgique de la surface brunie, si la force est trop élevée, un écrouissage sévère peut se produire en raison d'une plastification excessive. Kuznetsov et al. (2015) [74], ont détecté des dommages évidents sur la surface d'un alliage d'acier 20Cr4 en raison de l'instabilité de cisaillement pendant le brunissage lorsque la force de brunissage était augmentée. L'effet extrême de cette force excessive est l'écaillage du matériau de surface, ce qui conduit à une nette dégradation de l'intégrité de la surface et à une inadéquation du processus.

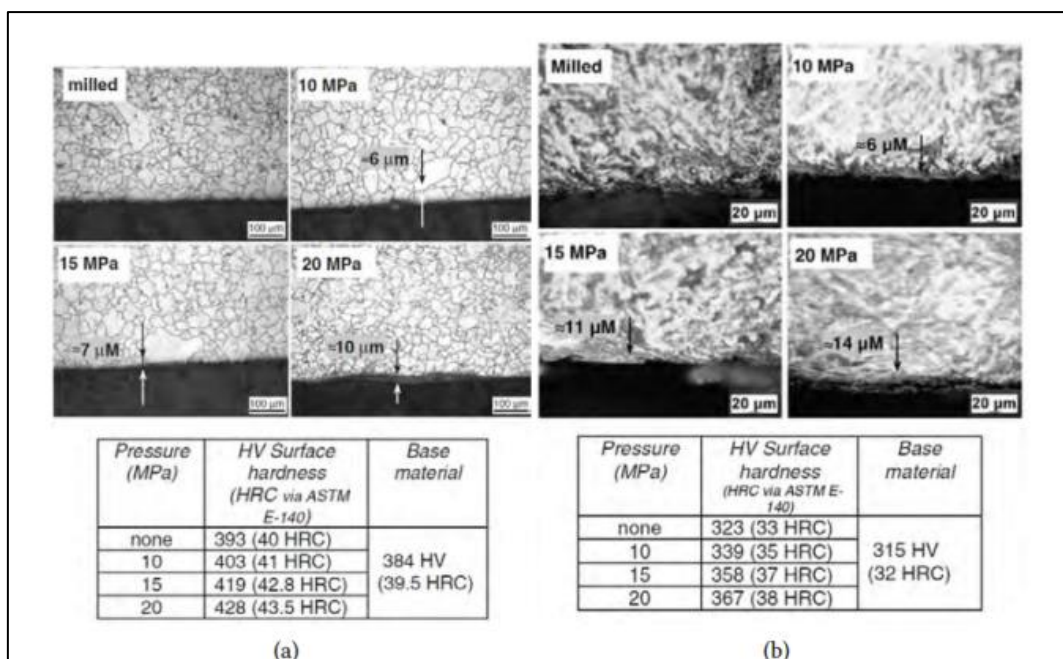


Figure I.15 Image MEB de la microstructure des échantillons brunis et fraisé [71]**I.7.4. Influence du brunissage sur la résistance à l'usure à la corrosion**

Les études ayant pour objectif d'étudier l'effet du brunissage sur l'usure et l'aspect tribologique. Selma Attabi et al (2021) [75] ont réalisé une étude qui a étudié l'impact du brunissage à bille sur la rugosité de surface et l'usure de l'acier AISI 316L. Leur étude a mis en évidence que le brunissage à bille permet d'améliorer la résistance à l'usure en diminuant la rugosité de la surface. La Figure 16 montre un exemple des résultats de Kalisz et al. [76], mettant en évidence la formation d'adhérence qui minimise la formation de bourrelet. Après le brunissage, les traces d'usure présentent une topographie moins régulière avec quelques vallées aléatoires (Figure I.17b2), par rapport aux échantillons après polissage (Figure I.17a). Après le traitement, ces observations témoignent de changements dans les caractéristiques de fonctionnement et d'usure des surfaces. Selon l'auteur., le brunissage des matériaux doux (<40HRC) se manifeste par des déformations plastiques causées par l'augmentation de la pression causée par la vitesse de l'outil, ce qui résout les irrégularités et déplace l'excès de matériau bruni.

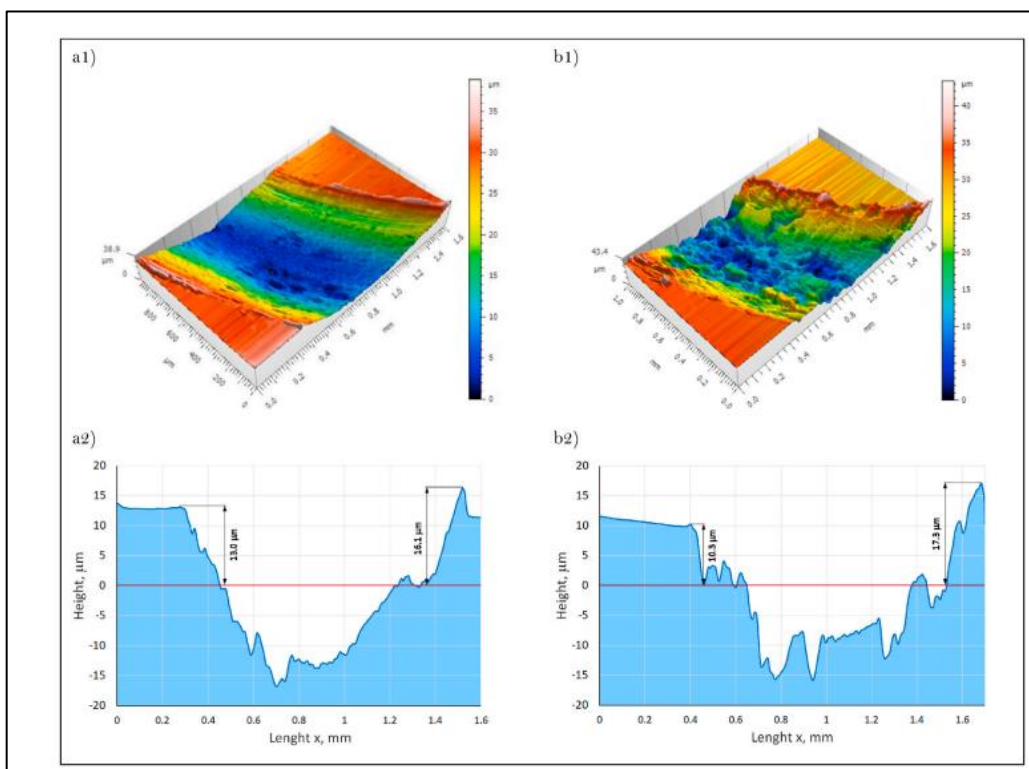


Figure I.16 Vue isométrique et profil primaire après essai d'usure des surfaces polies (a1,a2) et brunies (b1,b2) [76]

Slawomir Swirad et al (2020) [77] ont mis en évidence que le brunissage à bille peut minimiser la friction et l'usure des éléments en contact, indiquant un potentiel d'amélioration de la résistance à l'usure.

La Figure I.17 montre un des résultats de l'étude de Alberto Saldaña-Robles et al. (2018) [44] sur l'influence du brunissage à bille sur la corrosion de l'acier AISI 1045, l'activité d'échange de charge à la surface pour l'échantillon brunis est inférieure à celle de l'échantillon tourné. Par conséquent, cette diminution du courant de corrosion, (I_{cor}), suggère que les couches brunies sont plus résistantes à la corrosion et protègent efficacement la surface contre l'attaque des ions Cl^- , responsables de la corrosion de l'acier.

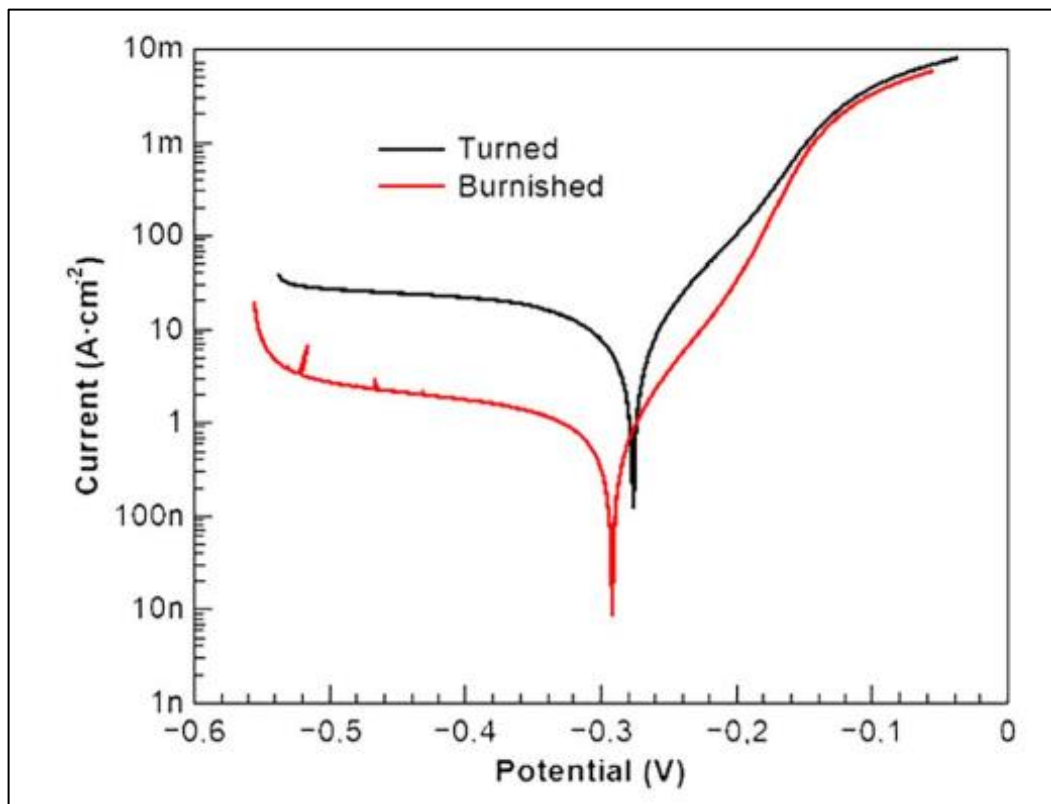


Figure I.17 Courbe de Tafel avant et après brunissage [44]

Dans cette optique, l'étude menée par Qawabha et al. (2009) [78] apporte une contribution significative à la compréhension des effets du brunissage au rouleau sur l'acier A53 en milieu corrosif. Les résultats montrent une diminution du potentiel de corrosion et du courant de corrosion à des forces de brunissage spécifiques, avec un minimum atteint à environ 80 N.

I.7.5. Les outils de brunissage

D'après la revue de la littérature, divers concepts d'outils de brunissage ont été étudiés, utilisant des éléments de travail tels que des billes ou des rouleaux. Certaines approches de conception exploitent également l'utilisation de fluides sous pression pour appliquer la force nécessaire.[79,80]. Enfin, il existe des solutions spéciales qui utilisent des porte-outils flexibles [81].

Sivaprakasam et al (2009) [82] ont conçu un outil à plusieurs rouleaux (8 rouleaux) à fin d'étudier l'influence des paramètres de brunissage comme la force de brunissage la vitesse et la fréquence de la rotation de la proche sur l'alliage de titane TA6V. Fathi Gharbi et al (2012).[69] ont conçu un dispositif se présente sous la forme d'un disque comportant quatre trous séparés de 90 degrés. Chacun de ces trous peut accueillir un outil de brunissage simple, conçu pour être facilement fixé sur le porte-outil d'un centre d'usinage illustré par la Figure I.19.a.

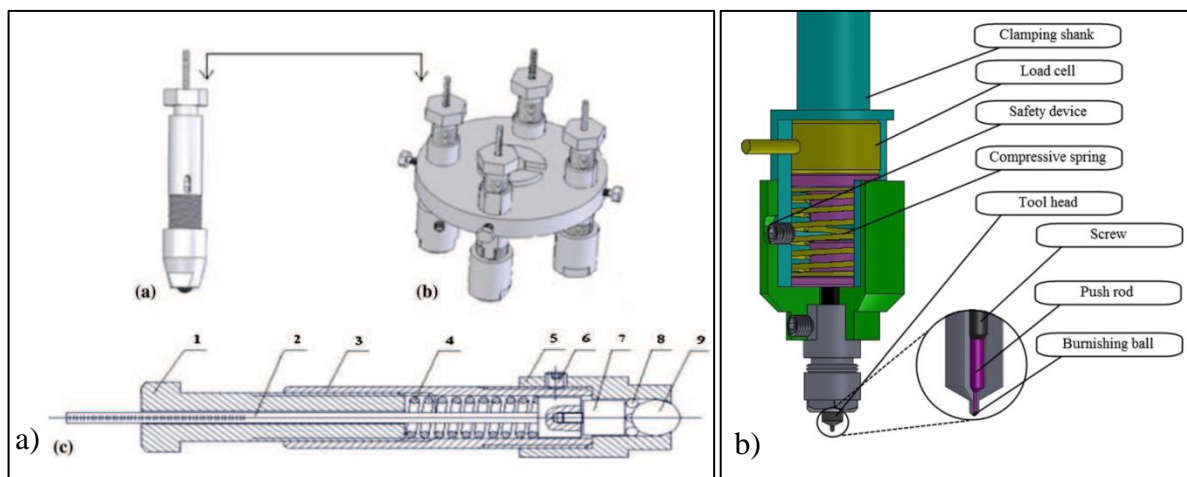


Figure I.18 a) Outil à plusieurs billes [69] b) Outil de brunissage à petite bille [83]

Dans leur étude de 2016, Fang-Jung Shiou et Quoc-Nguyen Banh (2016) [83] ont proposé une conception novatrice d'un outil de brunissage à bille. Leur outil assure la solidité d'une bille de 0,5 mm de diamètre lors de la réalisation de processus de brunissage de petites billes. En utilisant un mécanisme de tête, la bille est maintenue en position pendant le brunissage (Figure I.19.b).

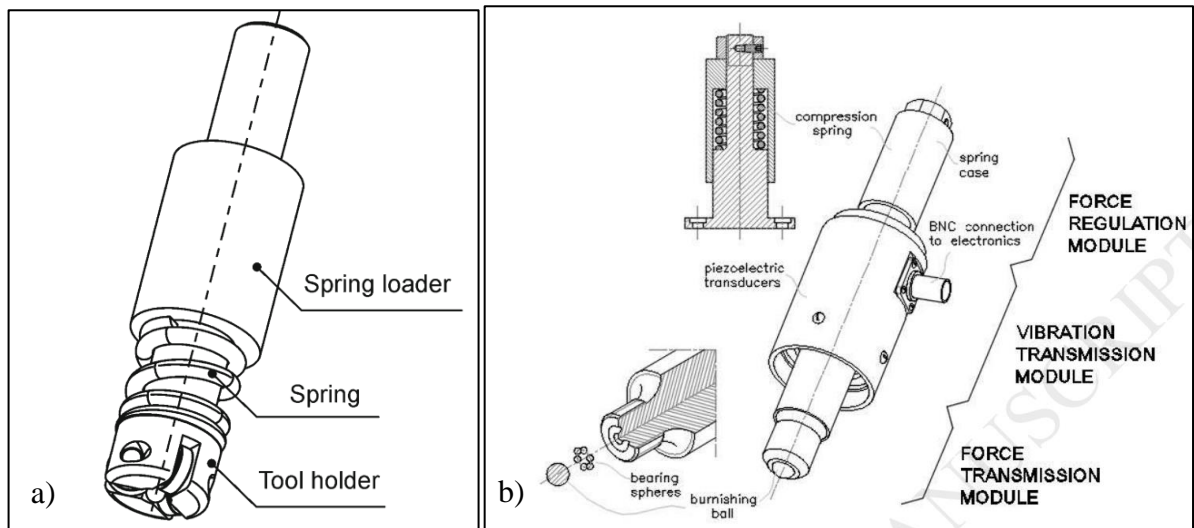


Figure I.19 a) Outil de brunissage à ressort[84].b) outil assisté par vibration VABB [85]

Branko Tadic et al. (2013) [84] ont abordé l'influence de la rigidité de l'outil sur les paramètres de rugosité de surface du matériau traité (Figure I.20.a). Jerez-Mesa et al (2018) [85] ont développé un outil assisté par vibration VABB avec trois unités régulées par un ressort dans le cylindre. Le corps intermédiaire comprend quatre disques piézoélectriques excités par un circuit externe, transmettant les fluctuations sous la forme d'une onde de résonance (Figure I.20.B).

Les travaux menés par Daniel Grochała, et al. (2018) [86] mettent en évidence le développement d'outils de brunissage avancés conçus pour améliorer la flexibilité et l'efficacité du processus de brunissage sur des machines CNC à plusieurs axes. Ces outils sont alimentés par deux circuits distincts de fluide hydraulique utilisant des pistons à soufflet (Figure I.21)

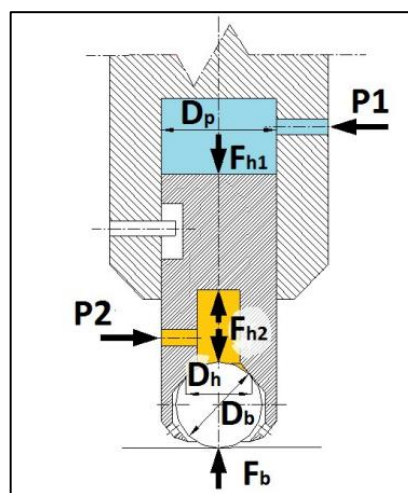


Figure I.20 Outil de brunissage à bille hydraulique [86]

I.8. Conclusion

Dans différents domaines industriels, la détérioration des pipes représente un défi majeur, souvent due à des contraintes mécaniques, à la corrosion et à l'usure. Il est crucial de saisir l'impact de la qualité de surface sur ces phénomènes afin de développer des matériaux résistants. La résistance à la fatigue, à l'usure et à la corrosion est améliorée grâce aux TMS, ce qui ouvre la voie à des applications plus durables et efficaces dans le domaine de l'ingénierie des surfaces mécaniques. Le brunissage, en tant que méthode de TMS, permet d'améliorer les caractéristiques mécaniques des pièces métalliques sans enlèvement de matière. Le brunissage, qui consiste à écraser les crêtes dans les creux de rugosité, entraîne une déformation plastique de la surface, ce qui améliore sa rugosité, sa dureté, sa résistance à la fatigue et à la corrosion. Différents types de brunissage sont disponibles, tels que le brunissage à billes, le brunissage au rouleau (galetage) et le brunissage avec pointe, qui sont adaptés à des applications particulières. La vitesse, l'avance et la force et autres paramètres sont modifiées en fonction des caractéristiques de la pièce et des objectifs du travail. Selon les études, le brunissage peut avoir un impact significatif sur l'amélioration de la rugosité de surface, de la dureté et de la résistance à la corrosion des matériaux. De plus, il a la capacité de diminuer la friction et l'usure, ce qui permet d'améliorer l'intégrité structurelle et de prolonger la durée de vie des pièces mécaniques. Les différentes conceptions des outils de brunissage sont différentes, allant des billes et des rouleaux aux dispositifs spécifiques, ce qui permet une grande souplesse dans l'application du processus. En bref, le processus de brunissage est une approche efficace, économique et respectueuse de l'environnement pour optimiser les performances des éléments mécaniques.

Chapitre II Dispositif de brunissage à tête
interchangeable

II.1. Introduction

Le processus de fabrication d'un produit fini fait l'objet d'une étude de conception qui regroupe toutes les exigences techniques du bureau d'étude tels que la définition du produit en termes de géométrie et dimensions et les caractéristiques mécaniques qui garantissent les ajustements des pièces conjuguées et la fiabilité de fonctionnement de tous les composants. Le problème sera ensuite résolu via une étude de fabrication faite par le bureau des méthodes qui choisira le système MO D.O.P (machine-outil dispositif outil-pièce) et établira la gamme de fabrication. La solution optimale sera enfin réalisée aux ateliers de l'entreprise. Pour une solution technico-économique, l'optimisation d'un projet de fabrication contraint le bureau des méthodes à veiller à : Fabriquer les pièces de bonne précision, en quantité voulue, Respecter les délais de fabrication et assurer la sécurité des ouvriers. Dans ce contexte une étude complète d'un dispositif de brunissage a été menée pour réussir l'opération.

II.2. Etude de conception

II.2.1. Description générale

Le dispositif de brunissage à têtes interchangeables représenté dans la Figure II.1 est basé sur la compression d'un ressort pour contrôler la précharge de brunissage et intègre un sous-ensemble porte-billes comprenant une cuvette dans laquelle sont logées des billes secondaires qui supportent la/les bille(s) de travail.

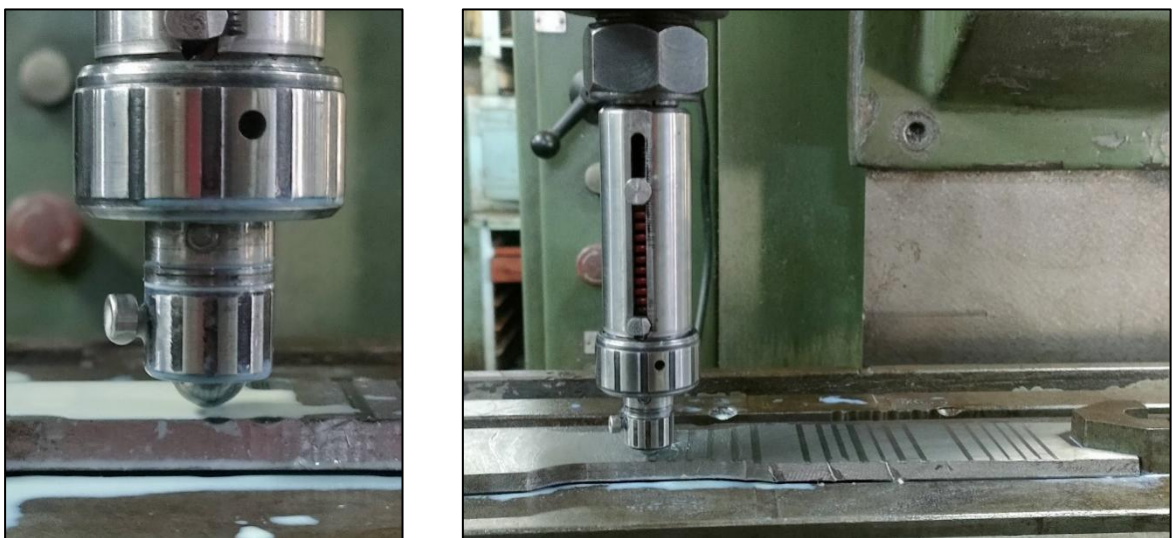


Figure II.1 Photo du dispositif a) Partie active et b) Montage sur fraiseuse verticale

Le brunissage étant un processus de finition de surfaces métalliques largement utilisé dans divers secteurs industriels pour améliorer les caractéristiques de surfaces des pièces mécaniques, Il appartient au dispositif à concevoir d'offrir une polyvalence d'application, capable de traiter efficacement aussi bien des surfaces planes que des surfaces cylindriques. Cette adaptabilité en fait un outil de grande valeur dans le domaine de la fabrication mécanique.

Ce dispositif comprend : un corps de l'outil (1), une vis de réglage (2), un axe arrière amovible (3), un ressort (4), un axe de guidage (5), et un indicateur de précharge et de charge (6) et (6'), un couvercle (7), un support pour tour (8) et des têtes interchangeables, ces têtes peuvent être montées sur le dispositif pour servir de parties actives. L'une d'elle est conçue pour recevoir 4 billes pour le brunissage orthogonal. Les trois autres sont à une seule bille de diamètre 12, 8 ou 6mm et s'adapte soit directement sur la fraiseuse ou au moyen d'un adaptateur support (8) sur un tour universel (nomenclature détaillée voir Annexe B). Compte tenu de ces exigences techniques imposées au dispositif, la Figure II.2 montre une nomenclature des principaux éléments qui le compose.

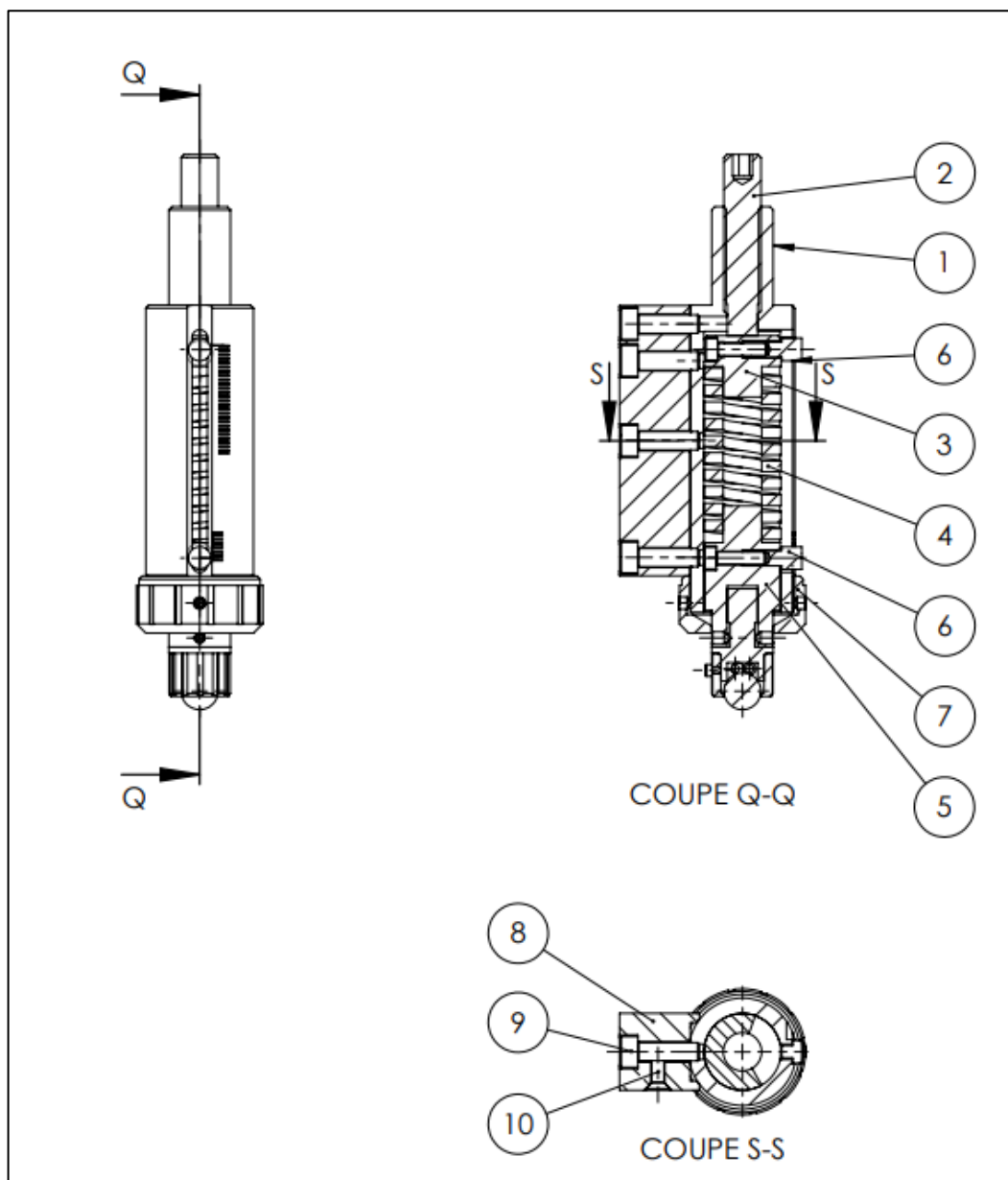


Figure II.2 Dessin d'ensemble du dispositif de brunissage

Tableau II.1 Nomenclature éléments principaux dispositif de brunissage

No. ARTICLE	NUMERO DE PIECE	DESCRIPTION	QTE
1	Corps d'outil	100Cr6	1
2	Vis de réglage M12		1
3	Axe arrière amovible	100Cr6	1
4	Ressort de compression		1
5	Axe de guidage	100Cr6	1
6	Curseurs d'indexage	100Cr6	2
7	Couvercle	100Cr6	1
8	Support tour		1

Pour assurer son rôle fonctionnel, les revendications suivantes peuvent être apportées à ce dispositif :

1. Le dispositif de brunissage se distingue par sa pression réglable appliquée par la bille, et il peut-être monté soit sur une fraiseuse verticale, soit sur un tour parallèle cette conception est possible grâce au support annexé au corps de l'outil.
2. Une conception, capable de fournir une force selon le type de travail souhaité (brunissage de surface, dimensionnel ou de renforcement) grâce à un ressort de rigidité suffisante, permettant de transmettre une force de compression allant de 10 kgf à 57 kgf.
3. Le dispositif de brunissage à têtes interchangeables est spécialement conçu pour inclure une unité de réglage de la précharge, utilisant un ressort hélicoïdal (4) à section rectangulaire inséré entre l'axe amovible arrière (3) et l'axe de guidage (5). L'axe (3) peut coulisser dans le corps (1), et l'axe (5) peut coulisser grâce à l'enfoncement de la tête active dans le corps de l'outil, ce déplacement étant contrôlé par la vis de réglage (2).
4. Le dispositif de brunissage à têtes interchangeables se distingue par la lecture de la charge grâce aux curseurs d'indexage (6) et (6') sur une échelle graduée. Chaque division des deux échelles correspond à une force de 16,5 N, permettant de calculer la force totale de brunissage (P_y) appliquée à la bille de travail et transmise à la surface à traiter.
5. Le dispositif de brunissage à têtes interchangeables est remarquable par le fait que la bille ou les billes travaillent par frottement de roulement sur la surface à brunir. Ces billes sont fabriquées en acier d'une dureté supérieure à 50 HRC.
6. Le dispositif de brunissage à têtes interchangeables est caractérisé par la partie active qui peut recevoir une tête comprenant une bille de 12 mm de diamètre, une bille de 8 mm de diamètre, une bille de 6 mm, Et une tête multi-billes dans le cas du brunissage orthogonal. Ces têtes sont fixées au reste du dispositif au moyen de deux vis M4, s'appuyant sur des méplats préalablement taillés dans l'axe de guidage (5).

L'accent sera mis sur les composants essentiels de ce dispositif, notamment le mécanisme de compression du ressort, responsable du contrôle de la précharge de brunissage, et les têtes interchangeables qui jouent un rôle central en tant que parties actives. Des aspects techniques tels que les caractéristiques des billes de brunissage, les spécifications de chaque tête, ainsi que les méthodes de réglage, seront détaillées ci-dessous pour une compréhension complète du dispositif. La réalisation du dispositif a été faite sur un tour AMC 380 fabrication de Pont à mousson de France Ce tour est de catégorie moyenne et classé comme tour d'outilleurs pour sa précision de 0,01mm au diamètre, bonne rigidité du système machine-outil-pièce-montage au

niveau statique et dynamique. Les principales pièces du brunissoir sont en acier 100C6 elles ont été usinées par différents outils en carbure soit par pastille brasée soit en plaquette amovible. L'opération de chariotage du corps utilise un outils à plaquette en carbure P20 type TNMG, triangulaire à trou dépouille 0° (10° en position sur sa fixation) brise copeaux des deux faces, rayon R0,4 mm. L'opération d'alésage du corps de l'outil D25H7 par un alésoir à plaquettes multiple rapportées par brasage de rectification plane sur l'ensemble des pièces : planéité, rectitude, parallélisme, rugosité.

II.2.1. Force de brunissage et application

La force de brunissage est le résultat de la compression d'un ressort. Au-delà des aspects pratiques cités, la véritable caractéristique clé à laquelle l'outil conçu doit satisfaire est de délivrer une force de brunissage (P_y). Cette force est le résultat d'une précharge (F_p) appliquée au moyen de la compression contrôlée du ressort lors de la phase préliminaire de l'opération de brunissage et d'une force appliquée en service (F_a).

$$\vec{P}_y = \vec{F}_p + \vec{F}_a \quad (3.1)$$

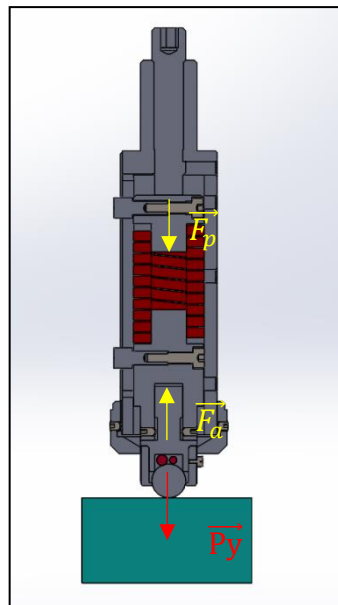


Figure II.3 Schéma force de brunissage

II.2.2. Caractéristique du ressort

La rigidité du ressort étant régie par la loi de Hooke, la précharge est directement évaluée en fonction du taux de compression du ressort, qui est inséré de part et d'autre entre l'axe arrière amovible et l'axe de guidage (Figure II.4).

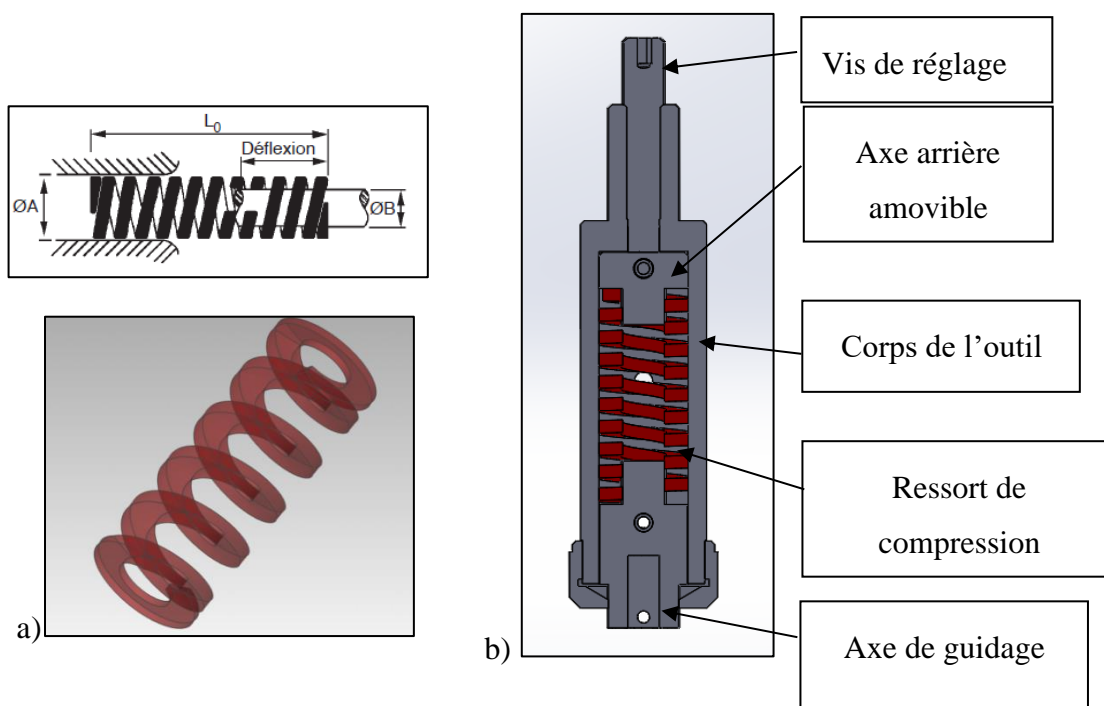


Figure II.4 Ensemble de charge et de précharge a) Ressort (ISO 10243), b) Montage de l'ensemble

Les caractéristiques du ressort sont reportées dans le Tableau II.2. Le ressort est à fil de section rectangulaire, à angles arrondis (ISO 10243)

Tableau II.2 Propriété géométrique du ressort

Désignation	Dimensions
Φe Diamètre extérieur	25 mm
Φi Diamètre intérieur	12,5mm
L₀ Longueur libre	64,5mm
Raideur du ressort	1,65 kgf

Le ressort est fabriqué en acier au chrome, silicium (Acier Cr-Si norme AISI 9254) la composition chimique du ressort Tableau II.3.

Tableau II.3 Composition chimique de l'acier du ressort AISI 9254

Élément	C	Si	Mn	Cr

%	0,5-0,59	1,2-1,6	0,6-0,8	0,6-0,8
---	----------	---------	---------	---------

II.3. Interchangeabilité et assemblage

II.3.1. Description des parties active

Le dispositif est conçu pour recevoir quatre têtes interchangeables servant de parties actives. L'une de ces têtes contient quatre billes de brunissage pour le brunissage orthogonal qui travaillent simultanément, tandis que les trois autres sont des sous-ensembles actifs qui se distinguent par le diamètre de leurs billes (12mm, 8mm et 6mm) pour le brunissage de surface plate ou de révolution. Chaque sous-ensemble s'ajuste dans l'axe de guidage (5) dans lequel est aménagé un alésage (Figure II.5). Deux vis M4 maintiennent la tête dans l'axe de guidage (5) avec un ajustement 10H7/g6.

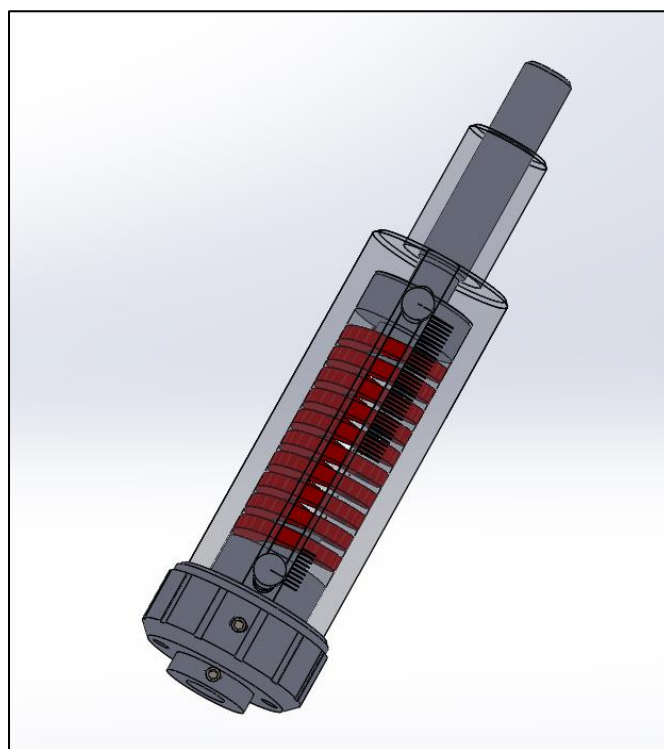
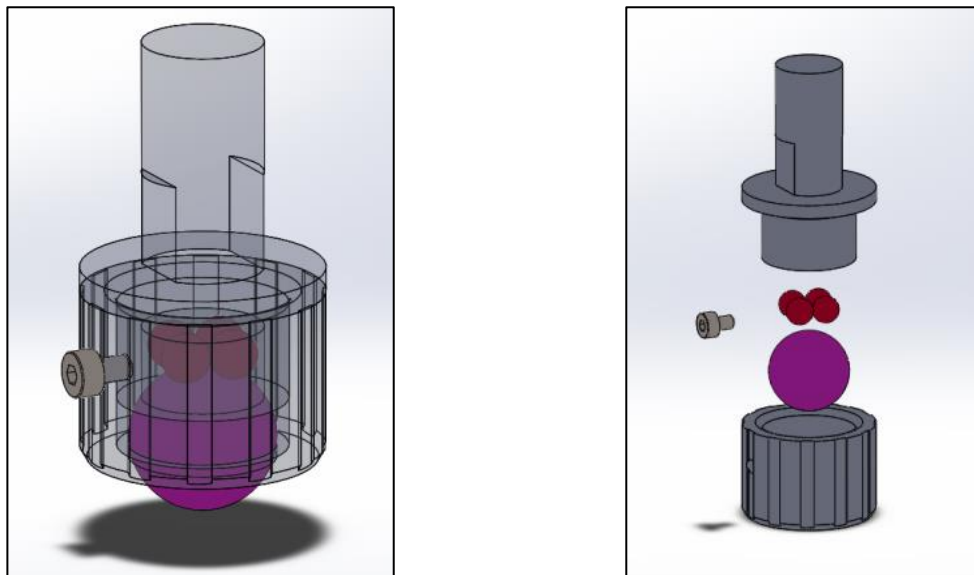


Figure II.5 Vue en 3D du dispositif sans tête

II.3.1.1. Tête porte bille \varnothing 12mm

Elle est composée d'un corps porte bille (16) dans lequel est logée une couronne de 4 billes butées (14) de diamètre 4,7 mm qui supportent et guident la bille active (15) en service voire les Figure ci-dessous.



a) b)
Figure II.6 Vue en 3D de la tête bille $\phi 12$

L'ensemble est enfermé par un couvercle 16M14X1 vissé dans le corps porte bille (16). Une telle conception permet la liberté de mouvement de la bille en service.

L'axe porte bille (16), le couvercle (17) et la bille (15) sont en acier 100 C6 trempé et revenu suivant les normes recommandées, la bille a une dureté d'environ 52 à 65 HRC (

Figure II.7)

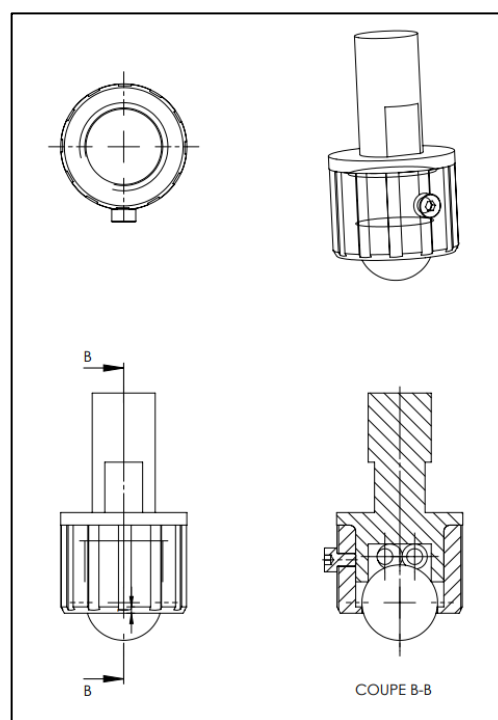


Figure II.7 Dessin d'ensemble tête bille 12mm

II.3.1.2. Tête porte bille \varnothing 8mm

La bille (21) en acier Z200CW12 (AFNOR) (voir Annexe C et Annexe D) trempée revenue est montée sur une couronne de 5 billes butée (20) de diamètre 3 mm. L'ensemble est logé dans un corps (22) lui-même monté d'un côté avec serrage H7/m6 dans un couvercle (19) et de l'autre ajusté dans l'axe de guidage (5) au moyen de deux vis sans têtes M4 et deux méplats aménagés dans le corps. L'ensemble est monté de telle façon que la bille de travail (22) conserve sa liberté de mouvement lors du travail (Figure II.8)

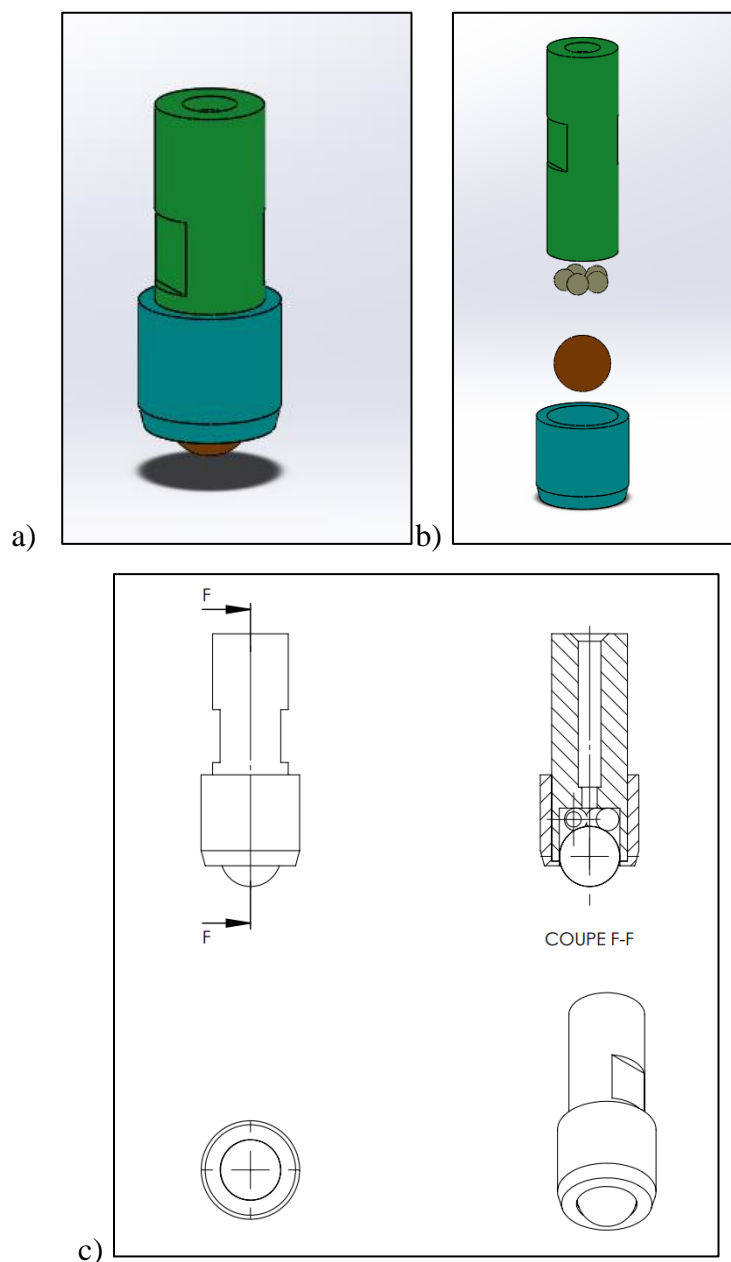


Figure II.8 a) Vue en 3D de la tête porte bille 8 mm ; b) Vue éclatée ; c) Dessin d'ensemble de la tête porte bille \varnothing 8 mm

II.3.1.3. Tête porte bille \varnothing 6mm

La bille (23) de diamètre 6 mm est placée dans une calotte sphérique aménagée dans un corps porte bille (24) en acier Z200CW12 (AFNOR) trempé et revenu (voir Annexe C et Annexe D). Une fois positionnée, la bille est maintenue par sertissage dans le corps (Figure II.9).

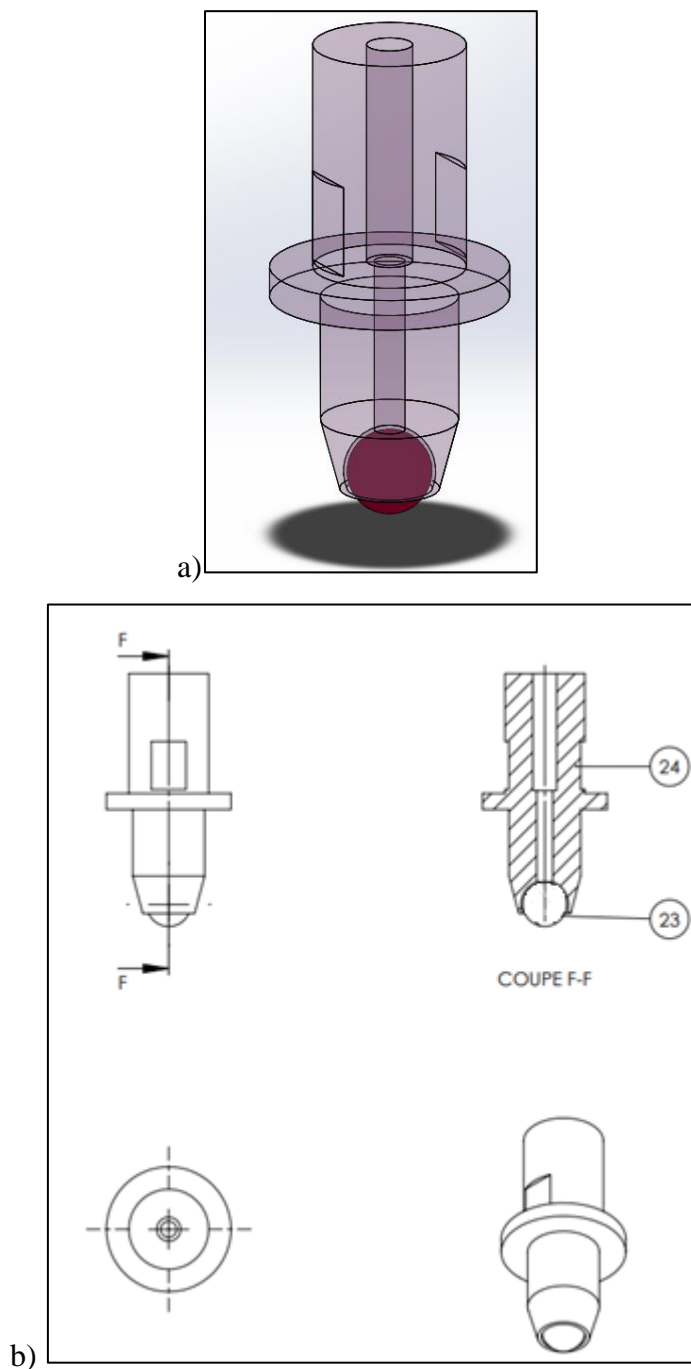


Figure II.9 a) Vue en 3D de la tête porte bille \varnothing 6mm ; b) Dessin d'ensemble de la tête porte bille \varnothing 6mm

II.3.1.4. Tête multi-billes

Cet ensemble est composé de 4 compartiments aménagés dans le bloc à bille (25) disposés à 90° dans lesquels sont logées des billes de travail (28) de diamètre 12mm.

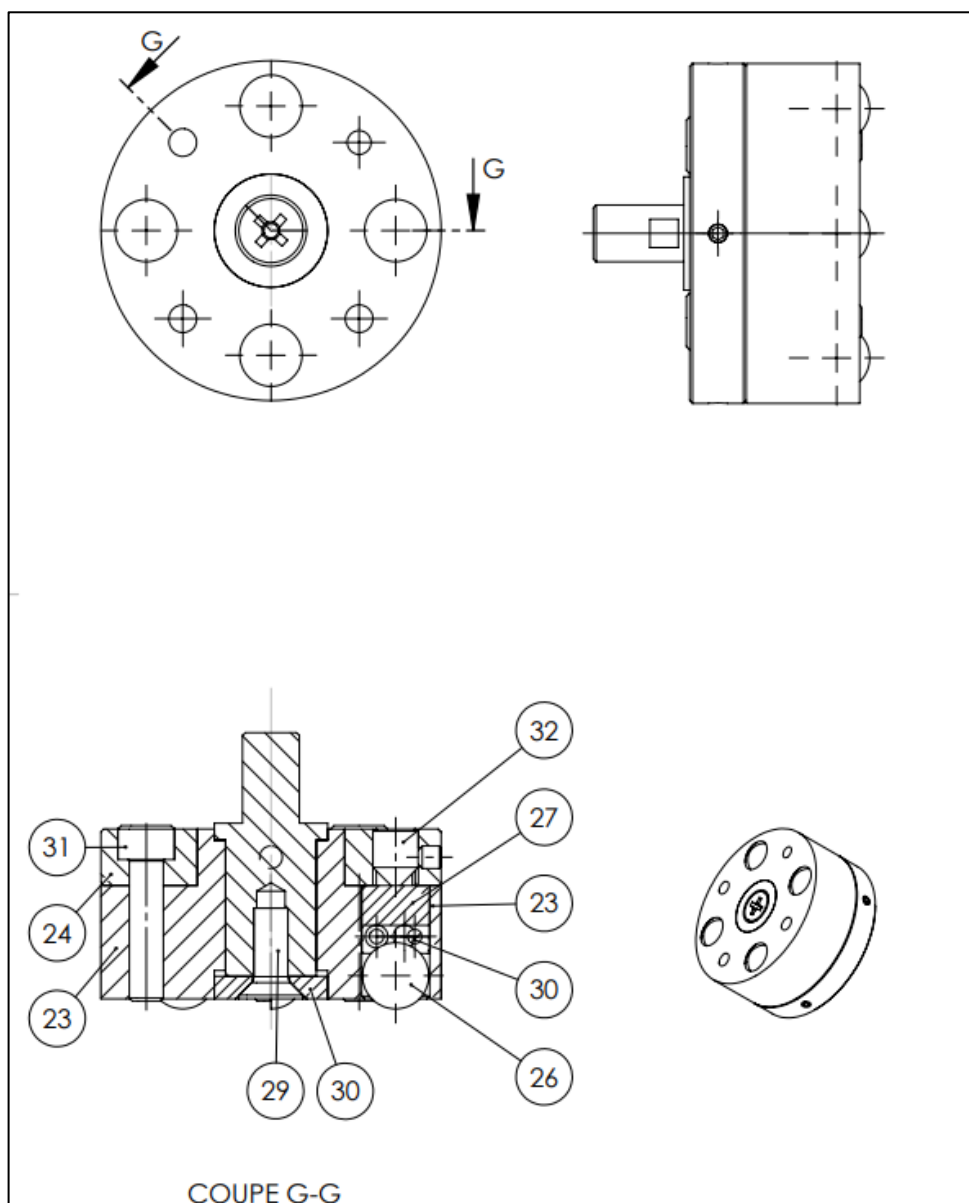


Figure II.10 Dessin d'ensemble de la tête multi-bille $\varnothing 12\text{mm}$

Chaque compartiment de ce bloc (25) regroupe une bille de travail (28) supportée par une cage à bille (29) sur laquelle sont placées 4 billes butées (30). Une fois mis en place dans les quatre compartiments, les sous-ensembles (28), (29) et (30) sont maintenus par une vis (31) filetée dans l'anneau de serrage (26). Le maintien est tel que le serrage de la vis (31) laisse une libre rotation (liberté de mouvement) de la bille de travail (28).

Pour minimiser les vibrations en service et assurer une bonne compacité du dispositif, le serrage de la vis (34) contre la cage à bille (25) est renforcé latéralement par une vis M4. Le serrage final du dispositif avant sa mise en œuvre est réalisé par une vis centrale (33) et d'une rondelle d'appuis (33) qui fixe le bloc à bille (25) sur l'axe (27). Une fois montée, la tête multi-bille sera ajustée dans le dispositif au moyen de l'axe de montage (27) (Figure II.10 et II.11).

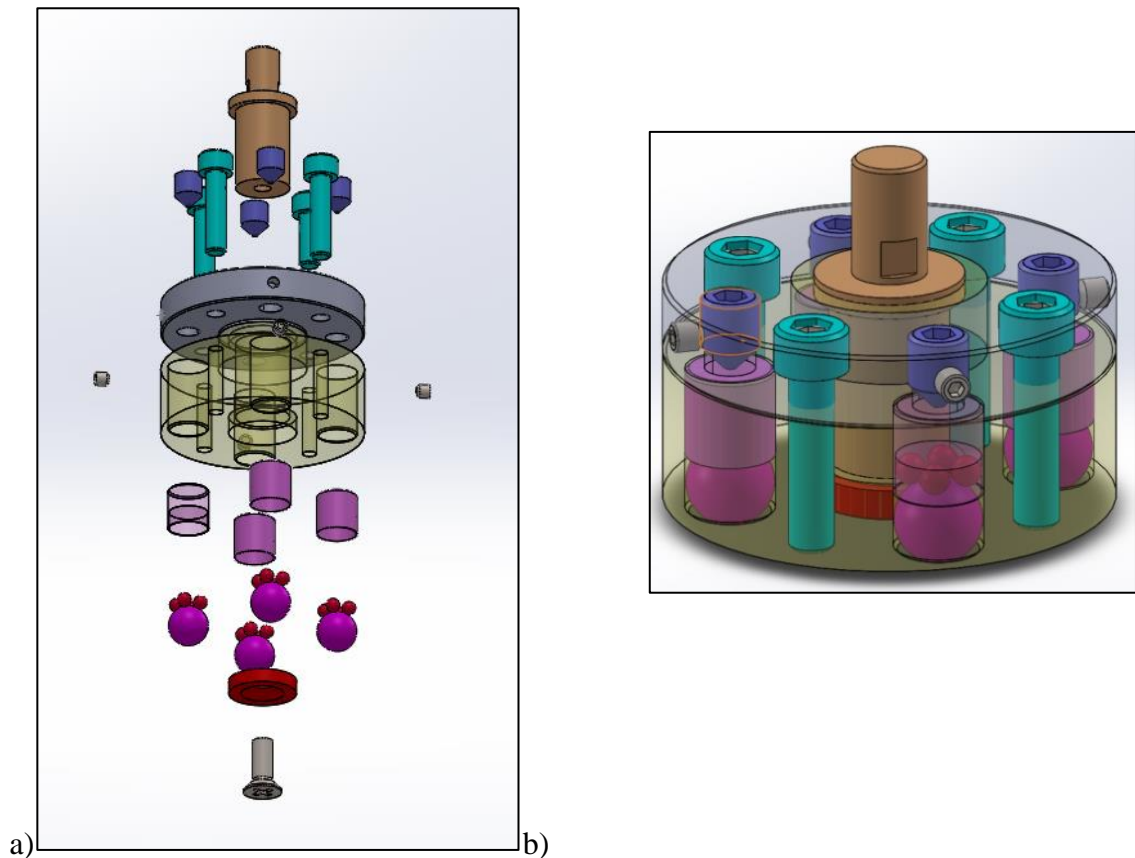


Figure II.11 Têtes multi-billes a) vue du montage b) vue éclatée

II.3.2. Assemblage et Montage du dispositif

L'opération de brunissage peut être conduite soit sur une fraiseuse verticale pour traiter une surface plane soit sur un tour parallèle pour traiter les surfaces de révolution. Dans les deux cas, la machine-outil peut être universelle ou CNC.

Le ressort qui pilote la charge appliquée par le dispositif est ajusté librement sur l'axe amovible (3) lui-même logé co-axialement à l'intérieur du corps de l'outil (1) selon l'ajustement 25H7g6.

Lors de l'assemblage du dispositif, l'insertion des éléments (3), (4) et (5) dans le corps (1) fait résulter un débordement à l'entrée du corps de l'outil d'une longueur de 6mm. Cette longueur est compensée par le serrage du couvercle (7) qui une fois fermé à fond comprime le ressort de 9.9 kgf qui équivaut à une force précharge de $F_p=100N$.

La compression du ressort (4) résulte donc du libre mouvement axial de (3) et (5) sur lesquels sont fixés les indicateurs (6) et (6'). La fixation de ces derniers étant assurée par des vis M4

Le montage de l'outil est assuré par l'emmanchement du corps de l'outil (1) fabriqué en acier 100Cr6 dans un cône ajusté dans le fourreau de la fraiseuse. Dans le cas du brunissage des surfaces de révolution, il a été conçu un support amovible (8) (Figure II.12) pour rendre possible le montage du dispositif sur le tour. A ce support (8) est fixé au corps (1) part 4 vis M6 (9)

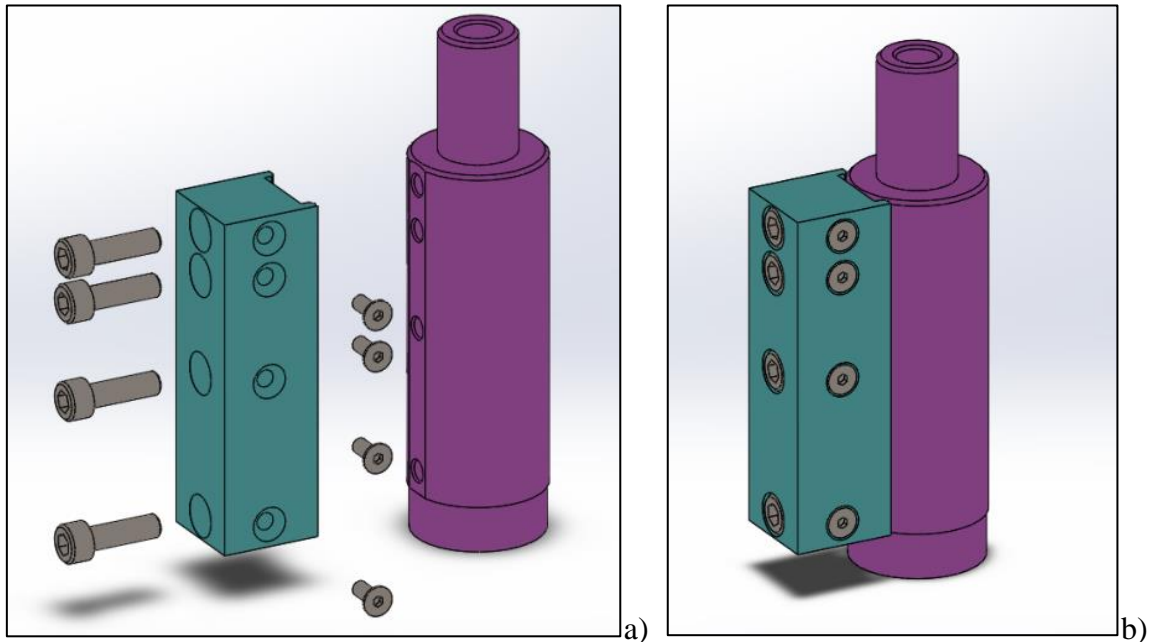


Figure II.12 Vu en 3D du montage du support (8) sur le corps du dispositif a) Vue éclaté b) vue d'ensemble

Après étalonnage de l'outil selon la force désirée (Voir II.3.3) et montage sur la machine-outil, la tête de l'outil est approchée de la pièce jusqu'à ce que la bille de travail entre en contact avec la surface à traiter. Une fois le contact établi, une nouvelle plongée de la tête de l'outil est effectuée, la profondeur de pénétration étant directement proportionnelle au taux de compression du ressort, qui se situe entre (3) et (5). La force de pénétration est lue directement sur les indicateurs de précharge (6) et de charge (6'). L'indicateur de précharge a une course de 10 mm, tandis que l'indicateur de charge a une course maximale de 35 mm (Figure II.13). Ainsi, une fois que la tête de l'outil est en contact avec la surface à traiter, la force de pénétration est mesurée à l'aide des indicateurs de précharge et de charge, et la profondeur de pénétration est contrôlée en fonction du taux de compression du ressort.

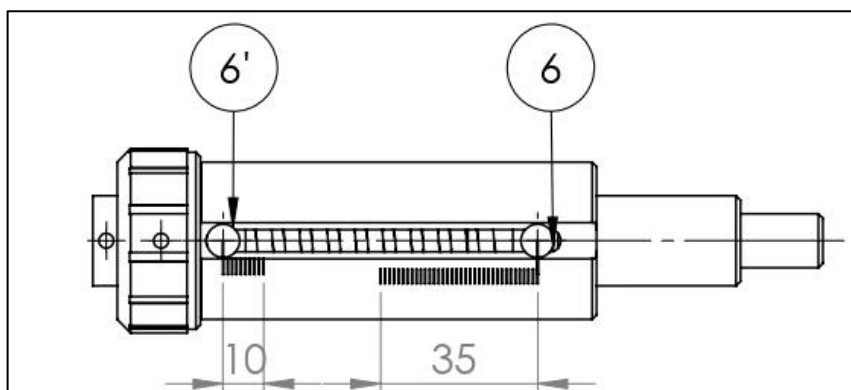


Figure II.13 Course des indicateurs de précharge

II.3.3. Etalonnage du dispositif

Afin de vérifier la précision du dispositif de brunissage, un étalonnage a été effectué en utilisant une machine de traction IBERTEST en configuration de compression (Figure II.14). Les résultats obtenus, présentés dans la Figure II.15, illustrent la relation linéaire entre le déplacement de la bille (enfoncement en millimètres) et la force appliquée (en newtons). Cette linéarité confirme la bonne adéquation entre la déformation du ressort de l'outil et la charge mesurée, ce qui valide la fiabilité du processus d'étalonnage. L'étalonnage a été réalisé à une température ambiante de 20°C.



Figure II.14 Montage du dispositif pour étalonnage

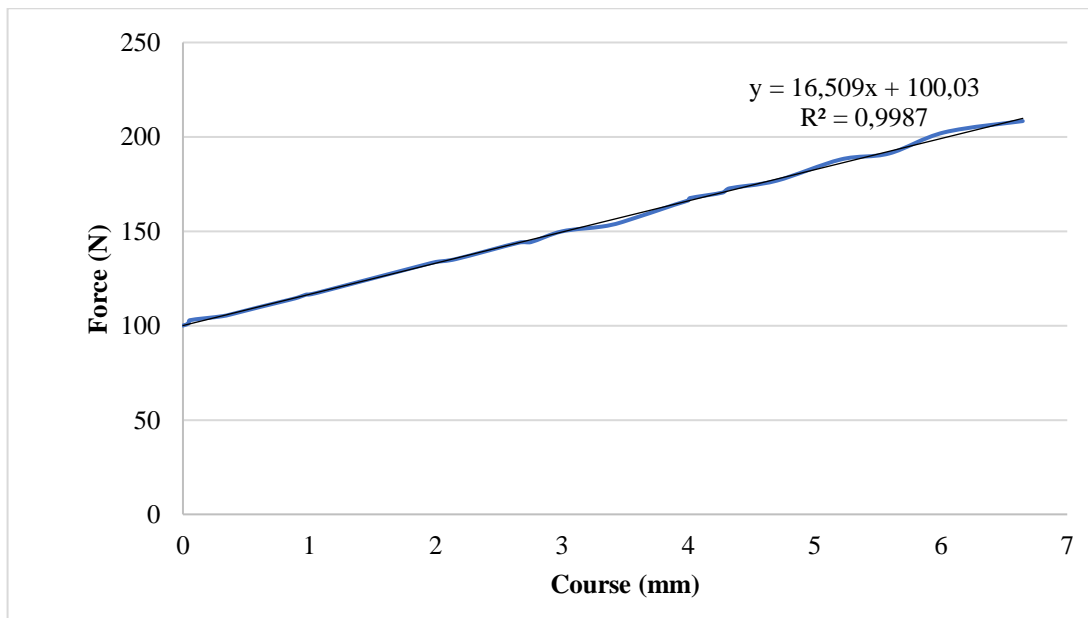


Figure II.15 Etalonnage dispositif

II.4. Conclusion

Ce chapitre a présenté la conception et le développement d'un dispositif de brunissage, mettant l'accent sur le choix des matériaux, les dimensions et la conception appropriée. L'objectif était de simplifier le processus de brunissage, de réduire le temps et les coûts d'opération tout en répondant aux spécifications nécessaires. Le dispositif conçu présente plusieurs avantages clés, notamment la facilité et la rapidité de montage et d'interchangeabilité des outils pour le brunissage de surfaces planes ou cylindriques. Il assure un roulement continu des billes de brunissage et permet le travail avec différents diamètres de billes. La force de brunissage est obtenue par une combinaison de précharge (F_p) et de force appliquée en service (F_a), offrant une flexibilité élevée pour répondre aux besoins spécifiques de chaque application. Les parties actives du dispositif sont équipées de têtes interchangeables qui permettent l'utilisation de différentes tailles de billes de brunissage selon les besoins. Chaque tête est conçue pour assurer la liberté de mouvement des billes, garantissant un traitement de haute qualité. La conception des têtes respecte les normes recommandées pour les matériaux et les traitements thermiques. La conception et les dessins de ce dispositif de brunissage ont été protégés par un brevet d'invention INAPI. (No.: **DZ/P/2023/000830**) déposé le **18/06/2023**

Chapitre III Méthodes & Techniques
expérimentales

III.1. Introduction

Ce chapitre détaille les techniques expérimentales employées pour caractériser l'acier à Haute Limite Élastique (HLE) API 5L X52.

Toutes les réponses de sortie sont spécifiques au matériau à étudier et la précision de mesure et les résultats qui en découlent dépendent directement de l'état physico géométrique initial du matériau et de la rigueur des méthodologies Mises en œuvre. Ainsi l'identification du matériau et ses propriétés de base ont été définies et des techniques expérimentales ont été soigneusement sélectionnées pour évaluer les propriétés physiques, mécaniques et tribologiques du matériau sous l'effet des conditions spécifiques du brunissage à bille et la stratégie de sa mise en œuvre.

Le comportement des matériaux est évalué à partir d'essais expérimentaux sur des échantillons prélevés directement du pipe. Ces échantillons sont préparés selon les normes en vigueur et testés sur des équipements étalonnés pour assurer des mesures précises, garantissant ainsi leur représentativité par rapport aux structures industrielles l'étude vise à optimiser la réponse du matériau à l'effet de brunissage en adoptant une méthodologie de travail et une stratégie de travail axée sur les principaux paramètres du brunissage.

III.2. Matériau d'étude

Le matériau soumis à l'étude est un acier à Haute Limite Elastique (HLE) de nuance X52-Q selon la norme API 5L. Le matériau ainsi dénommé est principalement composé de Carbone-et de Manganèse. Il est employé dans la production de pipes destinés au transport des hydrocarbures à une pression variant de 40 à 70 bars. Ce dernier est produit par l'unité TSS de l'entreprise SIDER EL HADJAR, Annaba. Les tubes sans soudure, éléments tubulaires en acier forgé dépourvus de ligne de soudure, sont produits à partir de lingots d'acier provenant d'une aciérie électrique, élaborés dans des convertisseurs LD ou des fours à arc électrique. Ces lingots, obtenus par coulée, se déclinent en deux types : ronds (\varnothing 190 et 345 mm) destinés au laminage par perçage direct, et dodécagonaux (\varnothing 410 et 500 mm) passant par une presse à percer.

La fabrication des tubes sans soudure implique un processus rigoureux de contrôle qualité. Un premier contrôle est effectué à l'aciérie selon une procédure établie, tandis qu'un second contrôle de réception est réalisé au niveau du parc de tubes.

La production débute par la transformation d'une ébauche cylindrique en acier en tube par le biais d'un travail à chaud du métal, connu sous le nom de laminage par le procédé à pas de pèlerin. Cette méthode permet de façonner le tube selon les dimensions et la forme requises

Chaque tube subit ensuite un traitement thermique composé de deux étapes cruciales : la trempe à 920°C et le revenu à 720°C. Ces étapes confèrent au tube les propriétés mécaniques souhaitées, garantissant sa résistance et sa durabilité.

Les tubes sans soudure ainsi obtenus répondent aux exigences chimiques strictes des clients et aux normes API, assurant leur fiabilité et leur adéquation dans des applications exigeantes.

Pour s'assurer de la mise en service adéquate du pipe conformément aux exigences techniques de la norme API 5L Grade X 52, l'analyse chimique et les propriétés mécaniques du matériau ont été vérifiées.

III.3. Composition chimique

L'analyse spectrale de la composition chimique a été réalisée au moyen d'un microscope optique OLYMPUS COLOR VIEW BX 51M, offrant des grossissements allant de 75X à 2250X. Cette analyse a été effectuée dans le laboratoire central de la structure contrôle qualité de SIDER EL HADJAR, (Figure III.1)

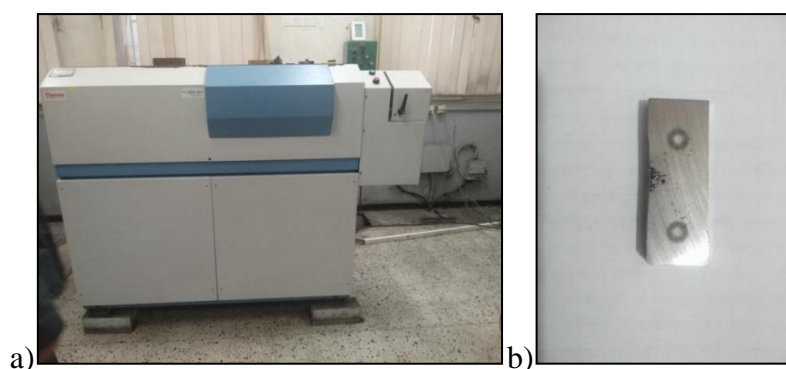


Figure III.1 Analyse chimique de l'acier API 5L X52 a) Spectromètre Thermo Fisher, b) Echantillon après bombardement électronique.

L'analyse effectuée sur un échantillon de dimensions (35mm x 35mm) prélevé directement du pipe et préalablement poli a révélé la composition chimique suivante (Tableau III.1).

Tableau III.1 Composition chimique de l'acier API 5L X52

Elément		C	Mn	Si	P	S	Cr	Cu	Ni
API	Min	0,14	1,30	0,20	≤	≤	≤	≤	≤
	Max	0,16	1,36	0,30	0,024	0,014	0,05	0,08	0,050
Mesure		0,16	1,33	0,22	0,10	0,002	0,047	0,33	0,013

III.4. Propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques ont été évaluées à partir d'un essai de traction uniaxiale sur une machine d'essai modèle IBERTEST, type EUROTTEST-300 (voir section 0). A l'état de livraison les essais ont enregistré les propriétés suivantes (Tableau III.2) :

Tableau III.2 Propriétés mécaniques de l'acier API 5L Grade X 52

	R_e (MPa)	R_m (MPa)	A %	
API	Min	360	460	26
	Max	530	760	-
Mesuré	490	598	29,27	

III.5. Opération de brunissage

Pour faciliter la mise en œuvre du traitement de brunissage, conformément à la méthodologie de conception expérimentale, l'échantillon a été divisé en zones à l'aide de rainures d'une largeur de 50 mm et d'une profondeur de 2 mm, comme illustré dans la Figure III.2. La préparation de toutes les zones a été réalisée par un fraisage en bout sur une fraiseuse conventionnelle modèle KZ 675 de fabrication russe (0.01 de précision). L'outil utilisé est une fraise tourteau D60 mm à pastille triangulaire sans trou type TPKN.

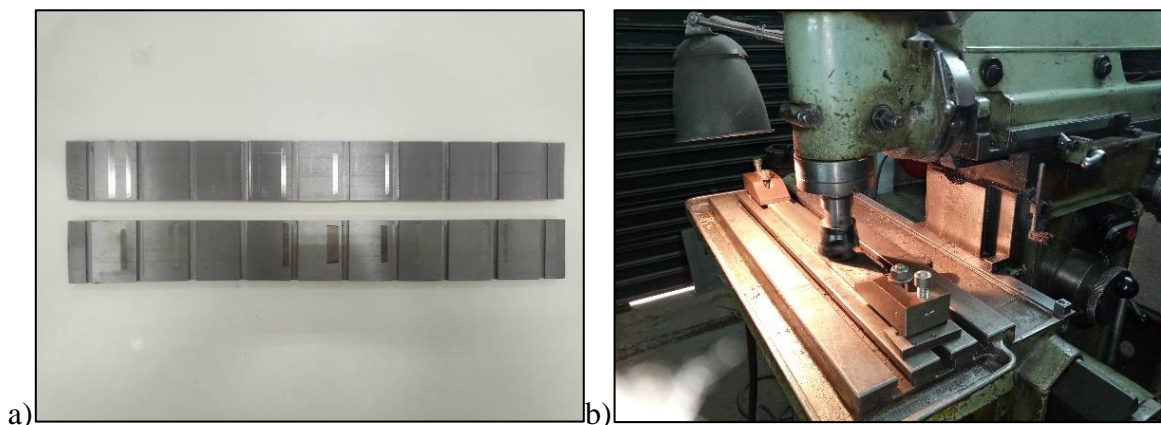


Figure III.2 Préparation des échantillons a) échantillon fraisé b) fraiseuse conventionnelle modèle KZ 675

L'état des surfaces final est obtenu ce par une rectification plane sur l'ensemble des pièces, sur une machine ABA, et une meule de dimension 350X50X127, l'état de surface qui en résulte est caractérisé par une rugosité $R_a = 2,82 \mu\text{m}$. Le traitement mécanique des échantillons a été

effectué à l'aide d'un dispositif de brunissage à billes. Chaque aspect concernant la conception et la production a été exposé dans le chapitre II et a été soumis à un dépôt de brevet sous le numéro No. : DZ/P/2023/000830 déposé le 18/06/2023 sous l'intitulé : Dispositif de brunissage à tête interchangeable. L'outil de déformation employé dans cette étude est une bille en acier 100C6 présentant un diamètre de 12 mm. Le processus de traitement de surface repose sur le principe du contact roulant, où la bille se déplace sur la surface à traiter, induisant une déformation plastique localisée. La Figure III.3 illustre le montage du dispositif de brunissage et de la pièce pour un travail orthogonal sur une fraiseuse verticale type PMO F.U 2.5. En positionnant le dispositif de brunissage sur la broche de la machine-outil. On peut approcher manuellement de l'outil la pièce à traiter bridée sur la table de la machine jusqu'à ce que la force de brunissage ait été préalablement calibrée.

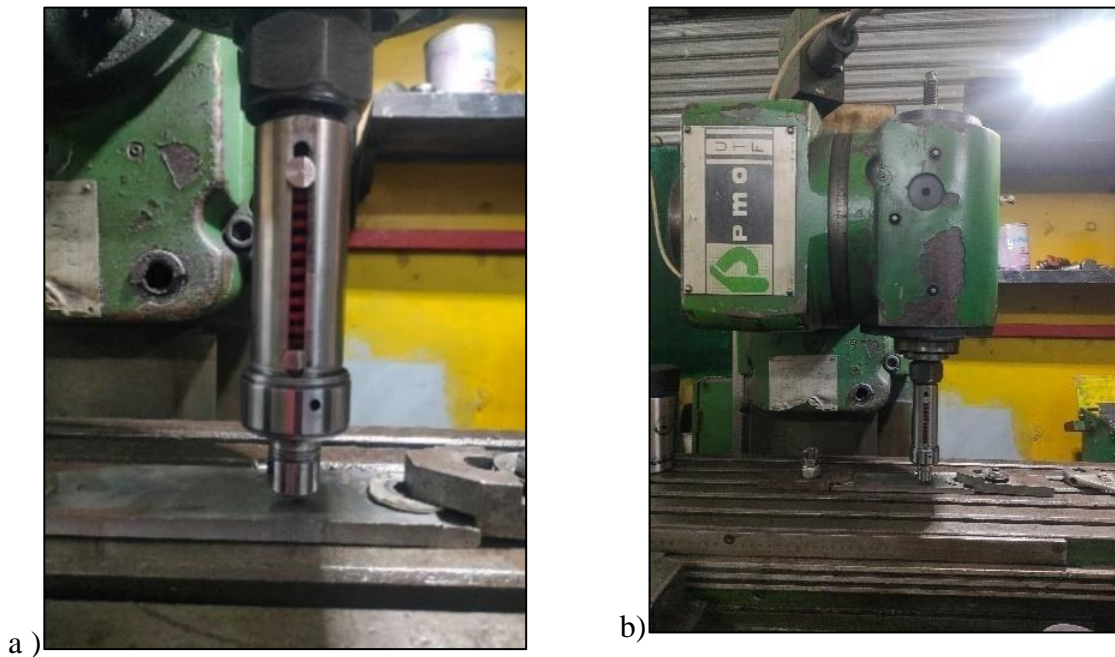


Figure III.3 Montage du dispositif de brunissage et de la pièce sur la machine a) Montage du dispositif, b) Fraiseuse verticale PMO

Les études précédentes [57,58] recommandaient une largeur de passage latérale de 0,36 mm pour une précharge de 90 N. Dans le cas du matériau de l'étude, un essai expérimental préliminaire a été réalisé sur une surface fraisée. Des pistes de brunissage ont été appliquées en utilisant différentes précharges et nombres de passes, et les profils résultants ont été acquis et mesurés à l'aide d'un profilomètre optique Cyber Technology CT100. La largeur d'empreinte la plus étroite obtenue était de 0,5 mm en moyenne avec une précharge de 150 N, ce qui valide la sélection de 0,25 mm comme largeur de passe latérale appropriée pour ce matériau. Des

études antérieures mener par l'auteur [87] ont démontré que la fréquence de rotation de la broche n'avait qu'une contribution marginale, inférieure à 8 %, de façon négative sur la rugosité de surface et de 3% positif sur la micro-dureté du matériau traité (API 5L X52). En effet, l'effet de cette rotation sur l'amélioration des propriétés du matériau était négligeable, ce qui n'a pas justifié sa conservation dans le processus de brunissage. Par conséquent, la rotation de la broche a été supprimée de la configuration expérimentale, le procédé de brunissage à bille orthogonal avec une seule bille étant jugé suffisamment efficace pour atteindre les objectifs de traitement sans cette variable supplémentaire.

La stratégie de travail est telle que le brunissage se réalise d'une manière analogue au fraisage en bout. Une fois le contact outil-pièce est établi, une avance longitudinale est donnée à la pièce pour pouvoir générer tout le long de la surface. Le cycle de travail est effectué de telle manière que l'outil parcourt une trajectoire de brunissage perpendiculaire aux sillons générés par l'usinage.

Enfin, toutes les opérations de brunissage ont été effectuées dans des conditions de lubrification adéquates au moyen d'une solution aqueuse concentrée à 25% de l'huile soluble.

III.6. Mesure de rugosité

Dans le présent travail, la rugosité de surface a été évaluée conformément à la norme ISO 4287 [88]. Les mesures ont été effectuées sur des échantillons usinés et brunis au moyen d'un profilomètre Someco RT-10 sur une longueur de palpation de 0,8 mm (Figure III.4). Les mesures ont été effectuées dans le sens du brunissage en trois points différents, et la valeur moyenne a été retenue pour l'analyse des résultats.

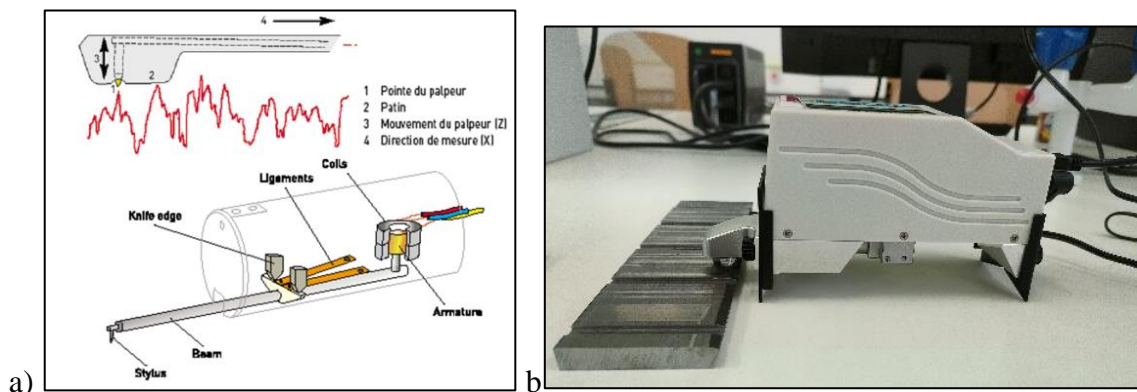


Figure III.4 Mesure de la rugosité de surface a) Principe de fonctionnement [12] b) Profilomètre Someco RT-10

III.7. Mesure de micro-dureté

En vue d'apprécier la qualité physique des couches superficielles du matériau, la surface a été indentée selon la technique Vickers (Figure III.5 a) pour évaluer la micro-dureté. A cet effet la mesure est effectuée au moyen d'un testeur de micro-dureté Matsuzawa modèle MXT70 (Figure III.5b) avec un pénétrateur en diamant en forme d'une pyramide droite à base carrée ayant un angle de 136 degrés entre les faces opposées. Une charge de 200 gf est appliquée pendant 10 secondes lors de chaque essai. Après retrait de la charge L'aire de l'empreinte indentée est calculée.

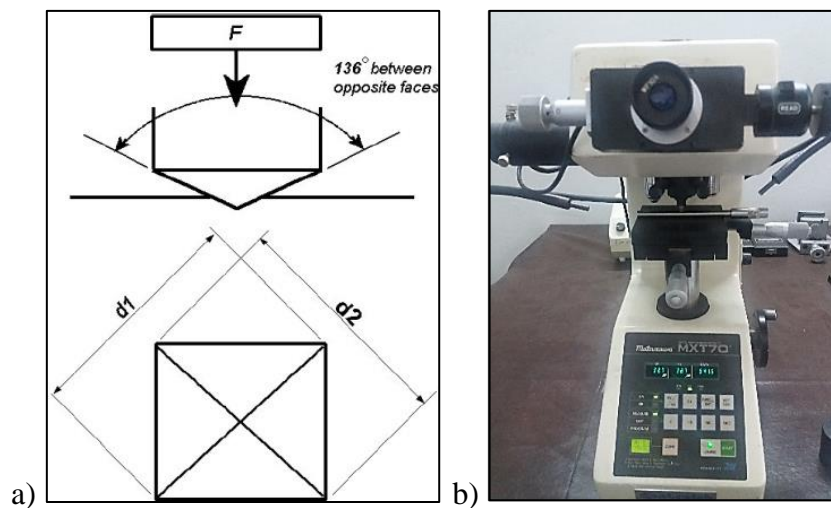


Figure III.5 Mesure de la micro-dureté a) Principe de mesure b) Duromètre Matsuzawa MXT70

Une charge de 200 gf est appliquée pendant 10 secondes lors de chaque essai. Après retrait de la charge L'aire de l'empreinte indentée est calculée. La dureté Vickers est le résultat du rapport de la charge à cette aire en mm²

$$Hv = 1854.4 \times \frac{P}{d^2} \text{ Kgf/mm}^2 \quad (\text{III.1.})$$

III.8. Essai Tribologique

La résistance à l'abrasion et le coefficient de frottement dynamique sont les propriétés principales qui caractérisent le comportement tribologique du matériau. Elles sont le plus souvent évaluées à partir d'un essai de frottement et d'usure. Pour cette étude, l'essai est conduit selon la technique bille (pion) sur disque (Figure III.6a) au moyen d'un tribomètre CSM Instrument (Figure III.6.b).

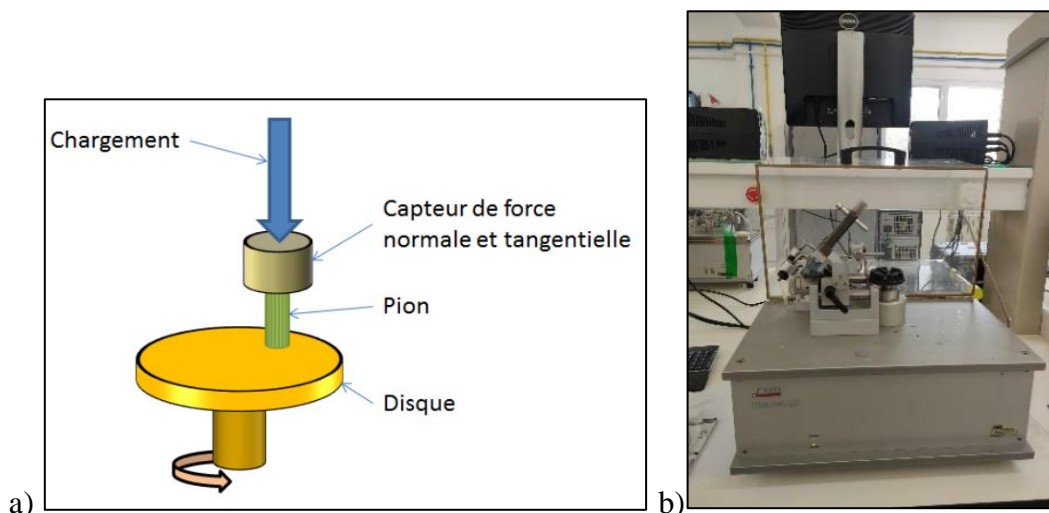


Figure III.6 test tribologique, a) Schéma de principe b) Tribomètre CSM Instrument

Tous les essais ont été conduits conformément à la norme ASTM G 99-05 et ISO 20808 :2004 [89] avec une bille polie en acier de 100 C6 de rayon de 6 mm appliquée sur l'échantillon à frotter avec une charge normale (F_n) de 5N. La bille est animée d'un mouvement de rotation sous une vitesse de 4 cm/s. La longueur de glissement (D) a été fixée à 20 m. Tous les essais ont été réalisés sous les conditions d'une température ambiante.

En fin de parcours de la bille sur le disque, la quantité de matière perdue par abrasion est analysée et évaluée au moyen d'un profilomètre laser Cyber Technology CT100 (Figure III.7).



Figure III.7 Profilomètre laser Cyber Technology CT100

La résistance à l'usure est caractérisée par le taux d'usure (Wr) correspondant au volume (V) de matière perdue sur une distance de frottement (D) de l'échantillon testé (Eq. III.2) [90].

$$Wr = \frac{V}{DF_n} \quad (\text{III.2})$$

Par ailleurs, le coefficient de frottement a été enregistré automatiquement à l'aide du logiciel Tribotax 4.49 associé au tribomètre.

III.9. Essais de corrosion

Un essai électrochimique a été effectué pour évaluer la résistance à la corrosion. L'expérience a été menée au Laboratoire de Métallurgie en utilisant une cellule Gamry de référence 600+, qui était pilotée par un micro-ordinateur (Figure III.8). Ces tests ont été effectués sur des échantillons coupés et enrobés de résine acrylique (Figure III.8).

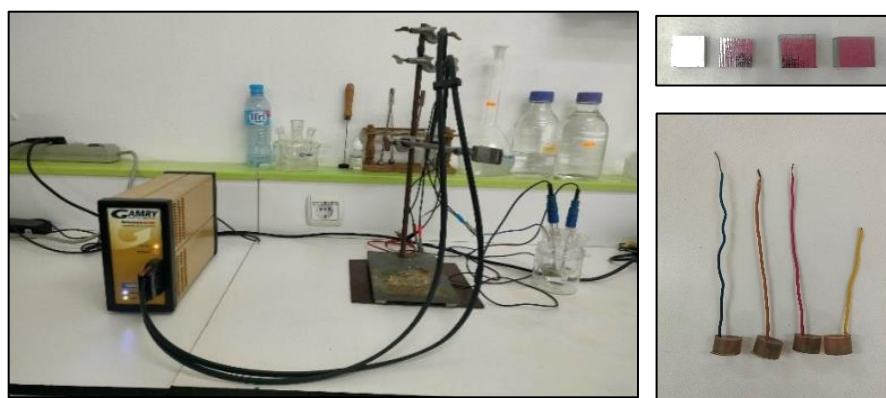


Figure III.8 Essai de corrosion : Cellule Gamry référence 600 et échantillons d'essais

Avant d'être enrobés, les échantillons ont été nettoyés à l'acétone dans un bol à ultrasons pour améliorer leur adhérence, puis séchés avec une solution alcoolique. Une fois que la résine a été mélangée sur l'échantillon, il faut la laisser polymériser dans le moule. Les périodes de mélange et de polymérisation sont essentielles pour obtenir un enrobage de qualité supérieure.

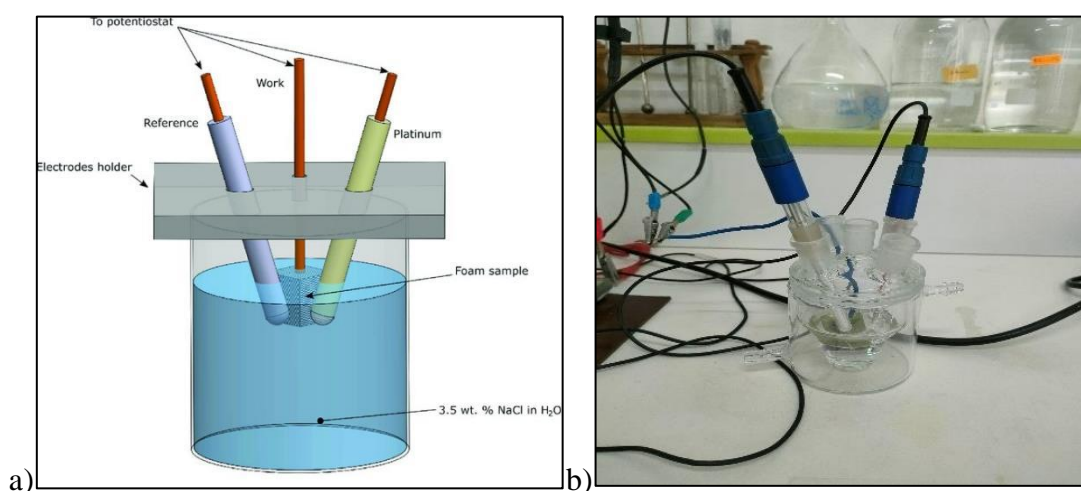


Figure III.9 Montage à trois électrodes, a) cellule en verre PYREX, b) Photo du montage

Le principe de mesure de la densité de courant repose sur l'imposition d'une tension négative et positive (polarisation cathodique et anodique) pour avoir une réponse en courant (technique potentiostatique), ou une imposition d'un courant pour avoir une réponse en tension (technique galvanostatique). Ces tests ont été réalisés à température ambiante. Le potentiel de corrosion (E_{corr}) a été réglé dans la plage de $-0,1$ à $+0,1$ mV et la vitesse de balayage a été réglée à 1 mA/s. Cependant, le temps d'immersion des échantillons dans la solution saline a été limité à 60 minutes pour enregistrer les courbes de tafel. Le potentiel de corrosion (E_{cor}), le courant de corrosion (I_{cor}) et le potentiel (β) entre la cathode et l'anode ont été utilisés pour évaluer la résistance à la corrosion. La mesure de la résistance de polarisation R_p , qui correspond à la pente (dE/dI) à $I = 0$, est effectuée en mesurant la courbe stationnaire tracée près du potentiel de corrosion. ($I_{cor} = f(E_{cor})$) où I_{cor} est évalué à partir de l'équation Stern et Geary (Eq. III.3) [91]. :

$$I_{cor} = \frac{B}{R_p} \quad \text{où } B = \frac{\beta a \beta c}{2.303(\beta a + \beta c)} \quad (\text{III.3})$$

De nombreux dispositifs de mesure de corrosion utilisés dans des environnements industriels utilisent ce principe. Pour cette étude, on a obtenu les mesures directement en utilisant le logiciel Gamry, qui gère la cellule électrochimique

III.10. Essai de traction

Conformément à la norme API 5L, les essais ont été effectués sur des éprouvettes prélevées dans le sens longitudinal du tube (Figure III.10.a) [17]. La forme et la géométrie finale est obtenue par fraisage sur une machine verticale conventionnelle au moyen d'une fraise en bout.

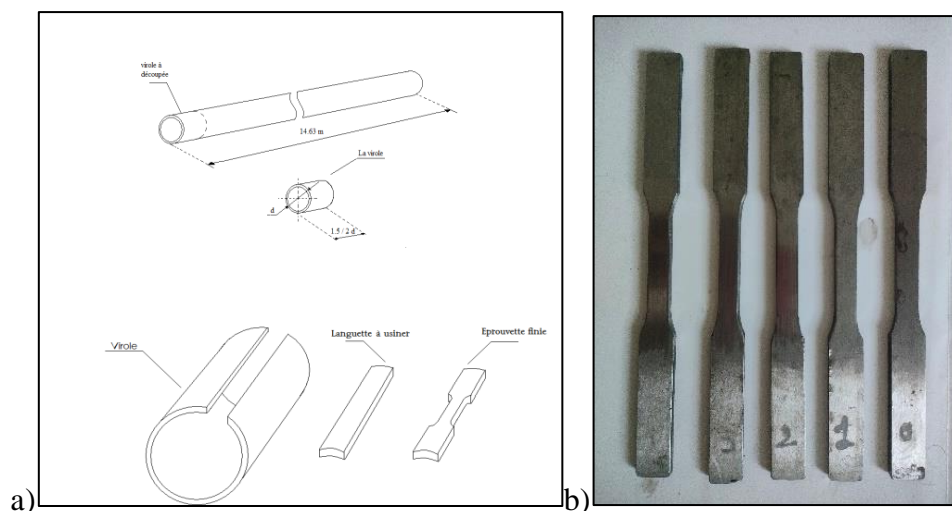


Figure III.10 Eprouvettes de traction a) prélèvement, b) préparation

Les essais de traction ont été réalisés à température ambiante au sein du laboratoire du Centre de Recherche en Mécanique (CRM) Constantine-Algérie sur une machine d'essai universelle IBERTEST, modèle EUROTTEST-300 d'une capacité de 300 kN et d'une vitesse de déplacement de la traverse variable de 0,001 à 500 mm/min (Figure III.11). La machine est pilotée par PC pour permettre l'acquisition des données et la fourniture des résultats sous formes de courbes conventionnelles.

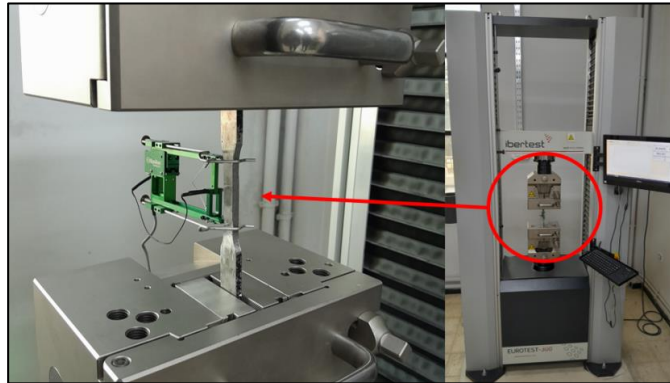


Figure III.11 Montage d'une éprouvette sur une machine de traction IBERTEST

III.11. Essai de choc Charpy

L'essai de choc Charpy caractérise la résilience du matériau c'est à dire l'aptitude du matériau à offrir une résistance plus ou moins grande à la rupture par choc. Lors de cet, on mesure l'énergie absorbée par l'éprouvette pour se rompre et l'énergie résiduelle laissée au pendule pour remonter à une certaine hauteur (voir section I.3.2.1).

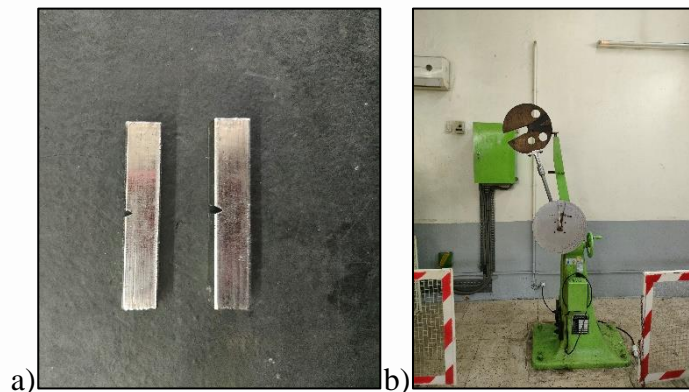


Figure III.12 a) Eprouvette entaillée V, b) Mouton pendule

Les essais réalisés dans cette étude ont été conduits sur des éprouvettes entaillées en V (Figure III.12.a) selon la norme ASTM D6110 [7]. Le dispositif utilisé est un mouton Charpy (Figure III.12.b). La sollicitation des éprouvettes a été faite sous différentes températures allant de -30° à $+30^{\circ}\text{C}$.

III.12. Méthodologie expérimentale

III.12.1. Planification d'expérience pour les mesures de Ra et μHv

Les objectifs de cette étude étaient de mettre en évidence l'impact du procédé de brunissage et de déterminer l'influence de ses paramètres sur l'intégrité de surface pour en dégager une combinaison optimale de ces paramètres vis-à-vis les réponses de sortie étudiées à savoir : la rugosité de surface (Ra) et la micro-dureté (μHv).

La conception des expériences a été inspirée d'un plan d'expérience complet et les résultats ont été analysés par la variance (ANOVA) et la méthodologie de surface de réponses RSM. Pour y parvenir, un processus d'expérimentation séquentiel est utilisé pour limiter les combinaisons de facteurs et de niveaux. Pour ce faire, les expériences ont été planifiées selon une matrice orthogonale représentant une série d'essais systématiquement organisés en vue identifier efficacement les paramètres les plus importants. Une telle conception pourrait être à l'origine de tester avec un minimum d'essais, les réponses de sortie correspondantes aux divers niveaux de facteurs d'entrée qui cernent le domaine d'étude [92,93].

Ainsi, pour mettre en évidence l'effet du brunissage sur la rugosité et sur la micro-dureté, trois paramètres (P_y , f et n_p) ont été envisagés. Pour chacun d'eux, trois niveaux (1, 2 et 3) ont été sélectionnés avec des pas réguliers (Tableau III.3).

Tableau III.3 Paramètres de brunissage et leurs niveaux

Facteur	Niveau		
	1	2	3
Force de brunissage P_y (N)	150	200	250
Avance f (mm/min)	400	500	600
Nombre de passe n_p	1	2	3

De ce fait, Le plan d'expérience sélectionné est une table L_{27} (Tableau III.4). Pour chacune de ces combinaisons, un seul essai a été effectué.

Tableau III.4 Plan d'expérience L_{27}

N	Paramètres			Résultats des mesures	
	Force	Avance de brunissage	Nombre de passes	Rugosité	Micro-dureté
	P_y (N)	f (m/min)	n_p	Ra (μm)	μHv
1	150	400	1	0,089	238
2	150	400	3	0,089	224,3
3	150	400	2	0,095	230,5
4	150	500	1	0,094	223

5	150	500	2	0,096	220
6	150	500	3	0,082	210
7	150	600	2	0,079	220,9
8	150	600	1	0,076	226,6
9	150	600	3	0,068	203,4
10	200	400	1	0,078	227,2
11	200	400	3	0,082	220,6
12	200	400	2	0,084	223,5
13	200	500	3	0,087	207,2
14	200	500	1	0,089	221,3
15	200	500	2	0,092	217,4
16	200	600	2	0,08	222,7
17	200	600	3	0,072	208,7
18	200	600	1	0,077	224,4
19	250	400	3	0,077	219,5
20	250	400	1	0,079	224,7
21	250	400	2	0,083	222
22	250	500	2	0,097	205,8
23	250	500	3	0,087	198,7
24	250	500	1	0,092	213,7
25	250	600	1	0,084	215,8
26	250	600	2	0,088	210,2
27	250	600	3	0,075	197,3

III.12.2. Planification des expériences pour les essais de corrosion, d'usure et de traction

L'effet du brunissage sur la corrosion et l'usure ont été quantifiés sur les échantillons qui présentaient la meilleure rugosité et la plus grande micro-dureté de surface possibles. Les paramètres les plus optimaux vis-à-vis ces deux réponses de sortie se sont avérés la vitesse du brunissage et le nombre de passes (voir IV.3). En raison du nombre restreint des essais à réaliser pour cette étude (corrosion, usure traction), Les essais expérimentaux ont été réalisés selon des plans factoriels complets avec ces deux facteurs. Chacun d'eux est pris à deux niveaux (bas et haut). Le nombre total des essais dans ce cas est donné par l'équation (III.4).

$$N = m^n \quad (\text{III.4})$$

Où

n est le nombre de niveaux

m est le nombre de facteurs à étudier

Dans ce cas on totalise un nombre d'essai $N = 2^2 = 4$ essais pour dégager une influence convenable de la vitesse d'avance (mm/min) et du nombre de passes de l'outil sur les réponses de sortie (Tableau III.5).

Tableau III.5 Plan et Matrice d'expérience type 2^2

N° d'essai	Valeurs naturelles		Valeurs codées	
	Avance de brunissage (f)	Nombre de passe (n _p)	X ₁	X ₂
1	400	1	-1	-1
2	400	3	-1	+1
3	600	1	+1	-1
4	600	3	+1	+1

Il est à noter particulièrement pour cette étude que le troisième paramètre de brunissage en l'occurrence la force est pris à une valeur constante $P_y=150N$.

III.13. Modélisation des réponses de sortie

La conception et l'analyse des expériences ont été faites selon MSR. Cette méthode permet de fournir une idée principale sur l'influence des paramètres d'entrée sur la réponse de sortie. Elle permet également d'établir un modèle mathématique qui prédit les réponses de sortie.

Pour plus de commodités, on travaille avec les variables centrées réduites (VCR). A cet effet les niveaux bas et haut sont codés à -1 et +1 respectivement. Les variables naturelles (x_i) sont transformées en valeurs codées (X_i) comme suit : (III.5).

$$X_i = \frac{x_i - x_0}{\Delta x} \quad \text{III.5)}$$

Où

x_0 est la valeur naturelle moyenne

$$x_0 = \frac{x_{\min} + x_{\max}}{2} \quad \text{III.6)}$$

Δx est le pas de variation du facteur

$$\Delta x = \frac{x_{\max} - x_{\min}}{2} \quad \text{III.7)}$$

III.13.1. Modélisation de Ra et μH_v

L'analyse de régression multiple a été utilisée pour modéliser la rugosité et la micro-dureté sous l'effet du brunissage. Ce modèle polynomial du second ordre a permis d'explorer les effets des principaux paramètres du procédé ainsi que leurs interactions sur ces réponses de sortie. Pour les trois facteurs d'entrée envisagés et leurs interactions. Le modèle postulé peut-être exprimé comme suit (Eq. III.8).

$$y = b_0 + b_1X_1 + b_2X_2 + b_3X_3 + b_{11}X_1^2 + b_{22}X_2^2 + b_{33}X_3^2 + b_{12}X_1X_2 + b_{13}X_1X_3 + b_{23}X_2X_3 \quad (III.8)$$

Où :

b_0 est la constante de la méthodologie RSM

b_1, b_2, b_3 sont les coefficients des variables linéaires (X_1), (X_2), (X_3) respectivement

b_{11}, b_{22}, b_{33} sont les coefficients du carré des variables linéaires (X_1)², (X_2)², (X_3)²

b_{12}, b_{13}, b_{23} sont les coefficients de l'interaction des variables linéaires ($X_1 X_2$), ($X_1 X_3$), ($X_2 X_3$).

III.13.2. Modélisation de la résistance à la corrosion, à l'usure

Le modèle postulé, pour l'évaluation de la corrosion, de l'usure et de la traction, est restreint à un modèle polynomial du premier degré avec interactions entre les facteurs X_1 (pour f) et X_2 (pour np). (Eq. III.9)

$$Y = b_0 + b_1X_1 + b_2X_2 + b_{12}X_1X_2 \quad (III.9).$$

Où :

b_0 : coefficient constant du modèle;

b_1 : coefficient du facteur 1;

b_2 : coefficient du facteur 2;

b_{12} : coefficient du terme x_1x_2 ;

Y : Réponse de sortie.

Le calcul des coefficients (b_i, b_{ii}, b_{ij}) à partir des équations (III.8) et (III.9) permet de quantifier l'impact des facteurs principaux ainsi que de leurs interactions sur les réponses de sortie. L'analyse avec la méthodologie de surface de réponse (RSM) et l'analyse de variance

(ANOVA) des écarts est effectuée à l'aide du logiciel statistique DesignExpert 13 pour déterminer les facteurs les plus significatifs et leurs taux de contribution pour la rugosité et la micro-dureté. Concernant la corrosion, l'usure et la traction, l'approche se concentre sur l'établissement de modèles de régression afin d'étudier l'influence des paramètres de brunissage sur ces propriétés.

III.14. Optimisation multi-objective

La DFA (Analyse de la fonction de désirabilité) a été utilisée pour entreprendre une optimisation multi-objective visant à déterminer une combinaison optimale permettant à la fois de minimiser la rugosité et de maximiser la micro-dureté de surface [94]

Le niveau de satisfaction par rapport aux objectifs fixés peut être évalué en utilisant la désirabilité, en se basant sur les réponses obtenues à partir du modèle statistique. Lorsque les réponses se situent en dehors des limites acceptables (valeur inacceptable), la désirabilité est fixée à 0, tandis que si les réponses coïncident exactement avec les limites acceptables (valeur cible), elle est fixée à 1. Entre ces deux valeurs, l'utilisateur a la possibilité d'évaluer, sur la base des réponses calculées par le modèle statistique, l'équivalent d'un pourcentage de satisfaction par rapport aux objectifs fixés. Par conséquent, les paramètres de brunissage doivent être ajustés pour se rapprocher le plus possible de la valeur cible [95].

En attribuant une valeur de +1 à la valeur cible (Y_{target}) et une valeur de 0 à la valeur inacceptable (Y_{in}), la désirabilité individuelle (d_i) peut-être exprimée comme suit : (Eq.III.10).

$$d_i = \frac{y_i - y_{in}}{y_{target} - y_{in}} \quad (\text{III.10})$$

La désirabilité permet d'évaluer le niveau de satisfaction par rapport aux objectifs fixés, sur la base des réponses obtenues à partir du modèle statistique. Par conséquent, la désirabilité globale (composite) peut-être exprimée sous la forme suivante (Eq.III.11) :

$$D_i = [\sqrt{d_1 * d_2 * d_3 * d_4 * \dots * d_n}]^{1/n} \dots \dots \dots (\text{III.11})$$

Si la valeur est comprise entre 0 et 1, toutes les réponses seront aussi proches que possible de leur valeur cible, ce qui permet d'obtenir un compromis optimal pour les réponses étudiées. [95].

III.15. Conclusion

Ce chapitre expose en détail la méthodologie expérimentale mise en œuvre pour caractériser l'acier à Haute Limite Élastique (HLE) API 5L X52. À travers une présentation approfondie du matériau, de la procédure expérimentale, des analyses chimiques et ainsi que des essais de rugosité, de micro-dureté, de résistance à l'usure, de traction et de résilience, et de corrosion.

La méthode de pleine expérience, l'analyse de la variance (ANOVA) et de la RSM sont d'un grand apport pour une analyse statistique des réponses de sortie avec un minimum d'essais. A travers une telle analyse, il est aisément possible d'établir des modèles de prédictions et de dégager les paramètres optimaux pour l'une ou l'autre des réponses ou même pour plusieurs réponses simultanément.

L'ensemble de ces expérimentations sert de fondement crucial pour le chapitre suivant, qui sera consacré à la présentation des résultats des effets du brunissage de l'acier X52. Les analyses approfondies des propriétés mécaniques, et des performances tribologiques et électrochimiques constitueront les principaux éléments du prochain chapitre.

Chapitre IV Résultats et discussion

IV.1 Introduction

Ce chapitre vise principalement à examiner comment le brunissage affecte les propriétés physiques et mécaniques de l'acier, tout en fournissant des réponses aux questions initialement soulevées dans la première partie de cette étude.

L'accent est mis sur l'analyse statistique des données recueillies au cours des essais et la façon dont le procédé affecte l'état de surface (rugosité et micro-dureté), les propriétés mécaniques (traction) ainsi que la résistance à la corrosion et à l'usure de l'acier API 5L X52. Ces résultats visent à fournir le régime de travail optimal à chacune de ces propriétés. De même une optimisation multi-objective a été entreprise pour satisfaire certaines caractéristiques qui dépendent de plusieurs propriétés à la fois.

IV.2 Effet du brunissage sur les propriétés de surface

L'analyse des résultats du plan expérimental conçu à partir du plan factoriel complet 27 essais montrent de manière exhaustive les effets du brunissage à billes sur la modification de surface de l'acier API 5L X52 (Tableau IV.1).

Tableau IV.1 Mesure de la rugosité et la micro-dureté

N	Paramètres			Résultats des mesures	
	Force	Avance de brunissage	Nombre de passes	Rugosité	Micro-dureté
	Py (N)	f (m/min)	n _p	Ra (µm)	µHv
1	150	400	1	0,089	238
2	150	400	3	0,089	224,3
3	150	400	2	0,095	230,5
4	150	500	1	0,094	223
5	150	500	2	0,096	220
6	150	500	3	0,082	210
7	150	600	2	0,079	220,9
8	150	600	1	0,076	226,6
9	150	600	3	0,068	203,4
10	200	400	1	0,078	227,2
11	200	400	3	0,082	220,6
12	200	400	2	0,084	223,5
13	200	500	3	0,087	207,2
14	200	500	1	0,089	221,3
15	200	500	2	0,092	217,4

16	200	600	2	0,08	222,7
17	200	600	3	0,072	208,7
18	200	600	1	0,077	224,4
19	250	400	3	0,077	219,5
20	250	400	1	0,079	224,7
21	250	400	2	0,083	222
22	250	500	2	0,097	205,8
23	250	500	3	0,087	198,7
24	250	500	1	0,092	213,7
25	250	600	1	0,084	215,8
26	250	600	2	0,088	210,2
27	250	600	3	0,075	197,3
Moyenne				0,084	217,68

L'examen révèle les impacts du brunissage sur la rugosité et la micro-dureté des surfaces traitées. Avant le traitement, la rugosité moyenne (R_a) était mesurée à $2,82 \mu\text{m}$, tandis que la micro-dureté (μHV) atteignait initialement $187 \mu\text{Hv}$. Après le processus de brunissage, la rugosité de surface a été mesurée dans une plage de valeurs allant de $0,068 \mu\text{m}$ à $0,097 \mu\text{m}$ selon les différentes combinaisons de ses paramètres. La rugosité de surface moyenne a considérablement diminué d'environ $96,90\%$. D'autre part, la micro-dureté s'est située dans une gamme de $197 \mu\text{HV}$ à $238 \mu\text{HV}$. Selon la valeur moyenne ($217,68 \mu\text{HV}$), cette propriété a connu une augmentation de $15,78\%$ par rapport à sa valeur initiale. Ces résultats démontrent que le procédé de brunissage joue un rôle crucial dans l'amélioration de la rugosité et la micro-dureté des surfaces. En effet tel qu'observé sur la Figure IV.1, Le cheminement du processus de fraisage est visiblement marqué par des sillons avec des rainures profondes et des pics plus en relief. Ces des stries dues à l'usinage responsable d'une rugosité plus ou moins élevée ont été aplaties par le brunissage rendant la surface plus lisse.

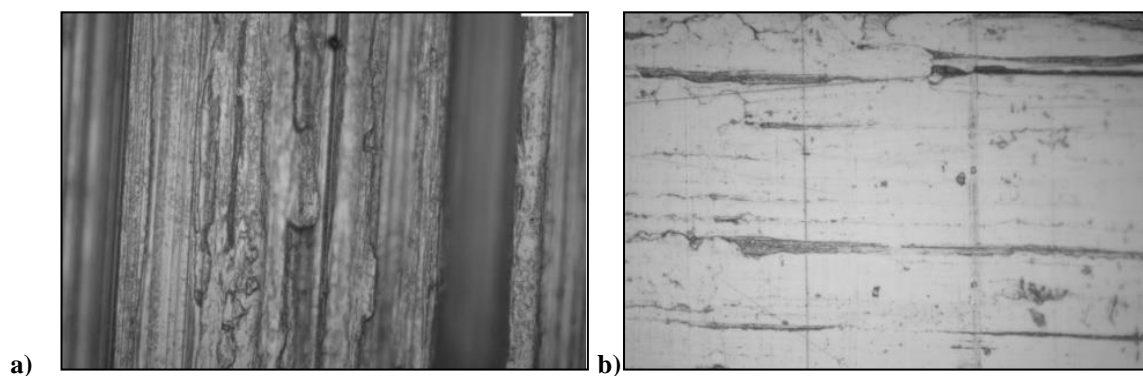


Figure IV.1 Micrographie de la surface a) avant brunissage b) après brunissage

Au passage du brunissage, l'élément déformant (bille) oblige les crêtes à s'écraser dans les creux des aspérités de rugosité. Il en résulte une surface polie miroir avec une topographie plus uniforme et soignée (Figure IV.2)

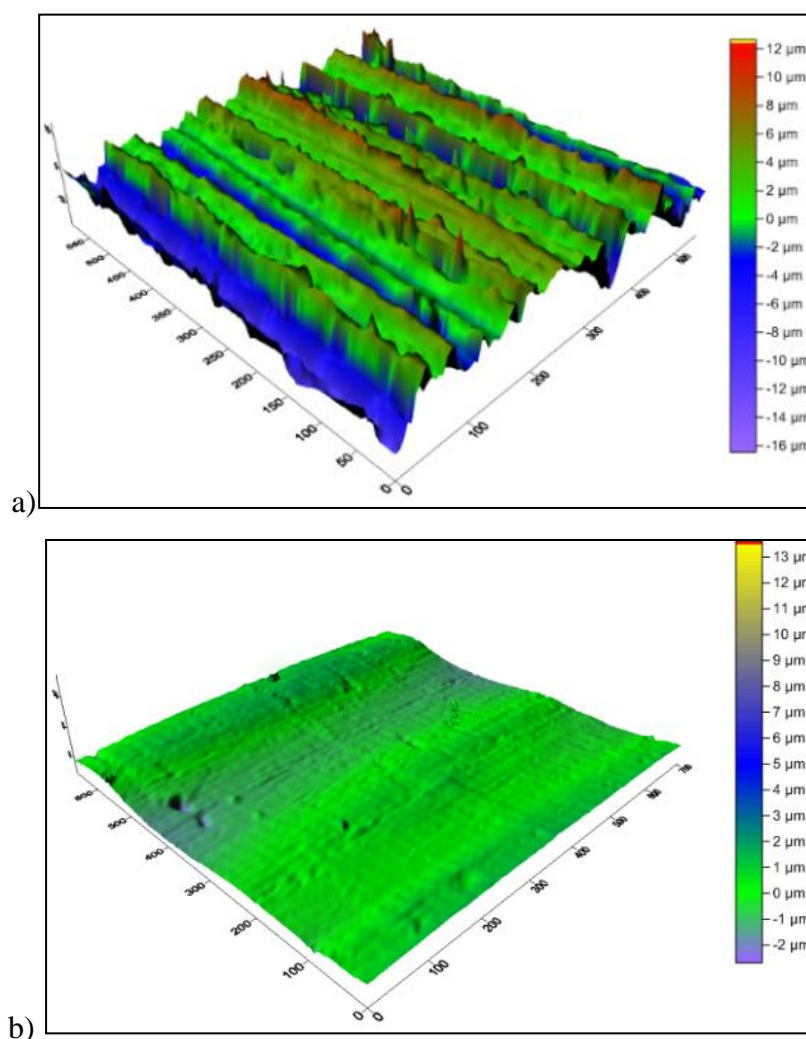


Figure IV.2 Topographie MEB de surface a) avant brunissage ; b) après brunissage ($P_y = 150$ N, $f = 300$ mm/min et $n_p = 1$)

En parallèle, la DPS induite par le procédé entraîne un durcissement des couches superficielles du matériau, se traduisant par une augmentation de la micro-dureté jusqu'à une profondeur de 2 mm (voir Figure IV.3).

Pour mieux appréhender l'effet du brunissage, la micro-dureté a été mesurée en 12 points situés sous la surface brunie, à des profondeurs variant de 2,5 mm avec un pas de 0,2 mm, comme illustré dans la figure ci-dessous (figure IV.3). Cette dernière présente l'évolution de la micro-dureté en fonction de la distance par rapport à la surface de la pièce. On remarque ainsi que, avec l'augmentation de la distance par rapport à la surface, l'écroûissage causé par la déformation plastique accroît la micro-dureté de la couche superficielle, la rendant plus dure que le cœur du matériau, qui conserve sa micro-dureté initiale avant traitement.

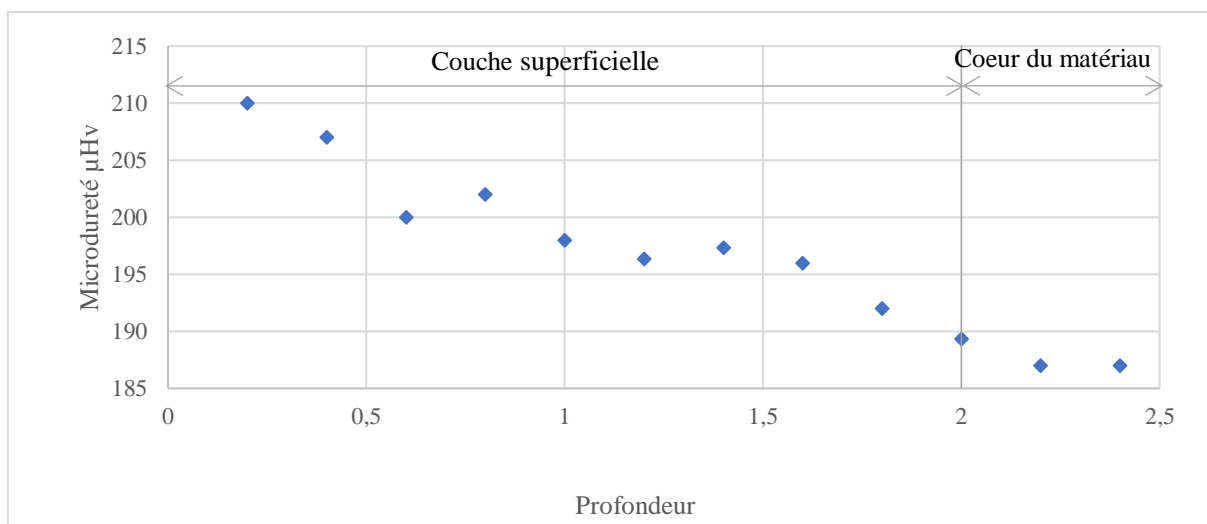


Figure IV.3 Profil de dureté d'une surface brunie

IV.2.1. Influence des paramètres de brunissage sur la rugosité

D'après les essais les données montrent des variations dans les mesures de rugosité de surface selon différentes combinaisons de P_y , f et n_p les figures IV de 4 à 7 le montre clairement. En examinant les diagrammes des effets principaux, nous pouvons observer que les valeurs les plus basses ont été obtenues lorsque la force était de 200 N, la vitesse de brunissage de 600 mm/min et le nombre de passes de 3, comme clairement visible sur le diagramme des effets principaux ci-dessous (Figure IV.4). Inversement, les valeurs de rugosité de surface les plus élevées (0,092-0,097) ont été observées lorsque la force était de 250N, la vitesse brunissage était de 500 mm/min et le nombre de passes était de 2 (). Le facteur le plus influençant la rugosité de surface semble être la vitesse brunissage, dont l'augmentation entraîne une diminution de la réponse R_a .

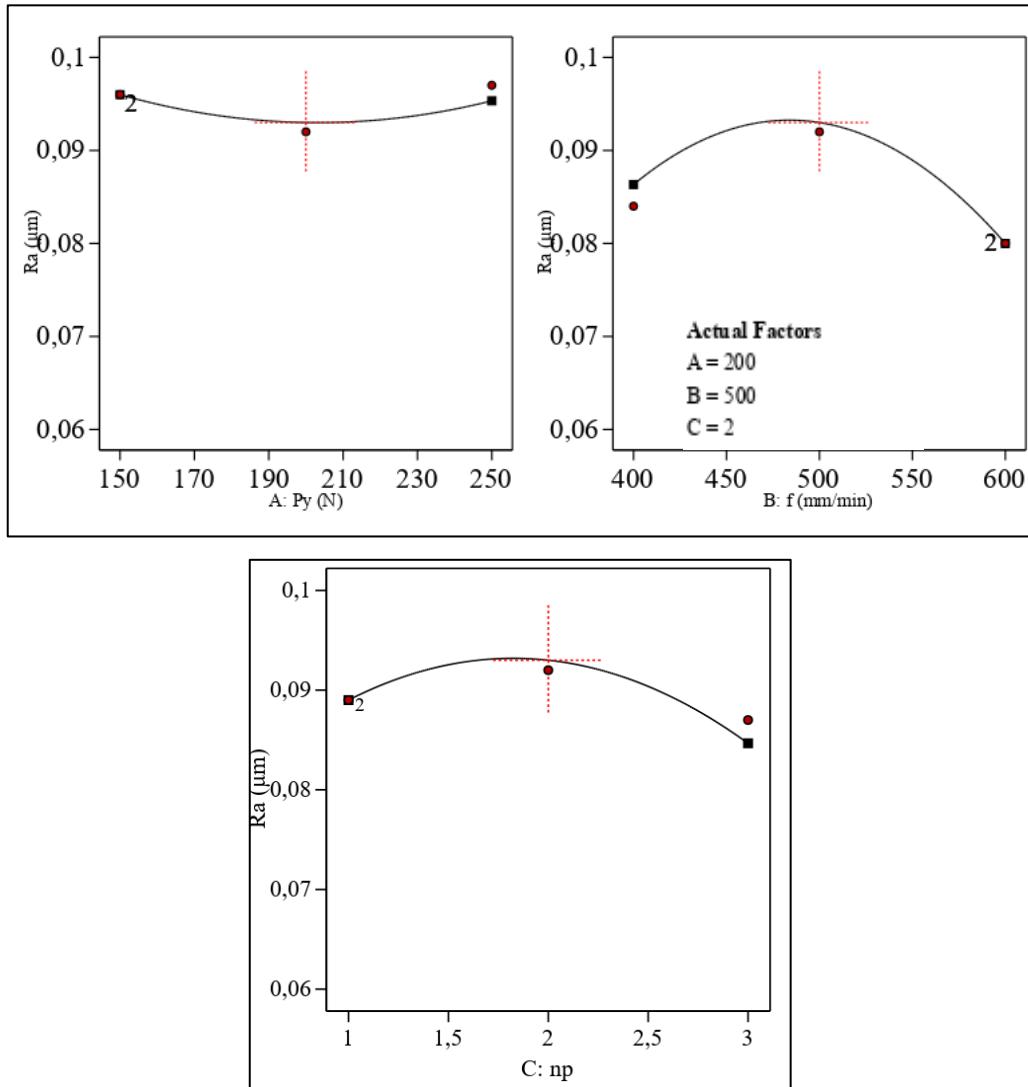


Figure IV.4 Diagramme des effets principaux de P_y , f et n_p sur R_a

La figure IV.5 présente les graphes 3D de la réponse de la rugosité pour trois configurations distinctes ($n_p = 1, 2, 3$) illustrées respectivement dans les figures IV.5.a, IV.5.b et IV.5.c. D'après la figure IV.5.a, une seule passe avec une vitesse d'avance élevée et une faible force de 150 N génère les meilleurs états de surface. Cependant, pour des vitesses d'avance comprises entre 400 et 500 mm/min, une dégradation de l'état de surface est observée. L'augmentation du nombre de passes de 1 à 2, comme le montre la figure IV.6.b, confirme l'idée que des vitesses d'avance élevées conduisent à un meilleur état de surface pour une force minimale de 150 N. Néanmoins, globalement, le nombre de passes semble réduire la qualité de la surface en augmentant sa rugosité. En revanche, pour trois passes, comme le montre la figure IV.6.c, on obtient le meilleur état de surface avec une rugosité atteignant $0,068 \mu\text{m}$ en appliquant une grande vitesse d'avance et des forces relativement faibles inférieures à 210 N.

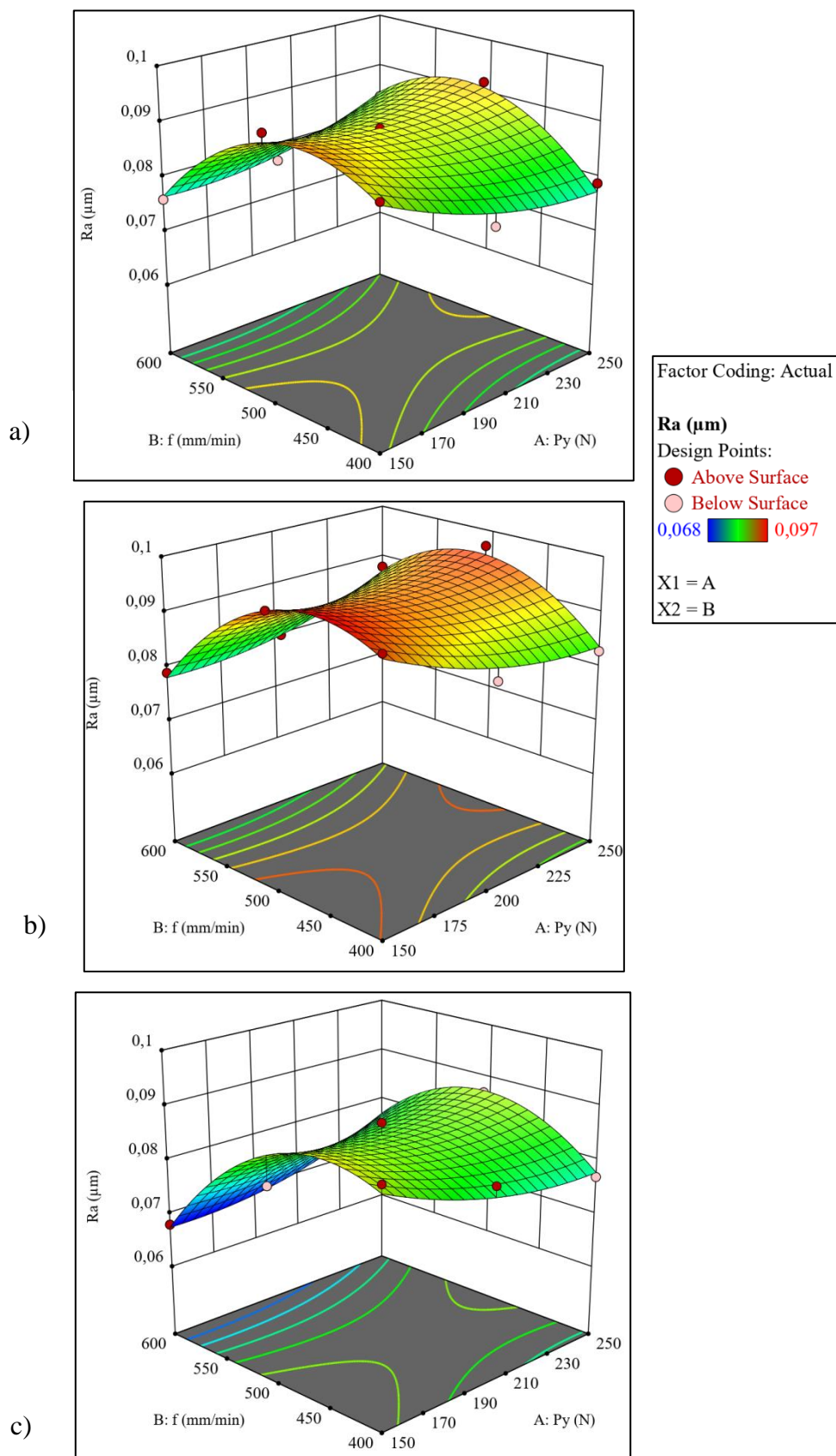


Figure IV.5 Surface 3D Py et f vs Ra a) avec $n_p=1$; b) $n_p=2$; c) $n_p=3$

1. Interaction Py/f (Force de brunissage / vitesse)

Figure IV.6.a : Une faible force de brunissage nécessite une vitesse élevée pour réduire la rugosité (Ra) jusqu'à 0,068 μm . Une force de brunissage élevée associée à une vitesse faible peut provoquer l'écaillage de la surface, augmentant la rugosité (Ra).

2. Interaction Py/n_p (Force de brunissage / Nombre de passes)

Figure IV.6.b: L'interaction entre la force de brunissage (Py) et le nombre de passes (n_p) semble limitée, bien qu'une observation attentive révèle une tendance intéressante. En effet, pour un nombre de passes fixé à 3, une variation de la force de brunissage permet d'obtenir les plus faibles valeurs de rugosité.

3. Interaction f/n_p (vitesse / Nombre de passes)

Figure IV.6.c : Lors de l'augmentation de f et de n_p la rugosité de surface diminue en gardant une force de brunissage moyenne de 200N, cependant pour un nombre de passe de 1 et une avance de 400mm/min la rugosité reste relativement faible avec des valeurs entre 0,076 et 0,085 μm . Pour un nombre de passes de 3 et une vitesse élevée, on obtient le meilleur état de surface (diminution plus prononcée).

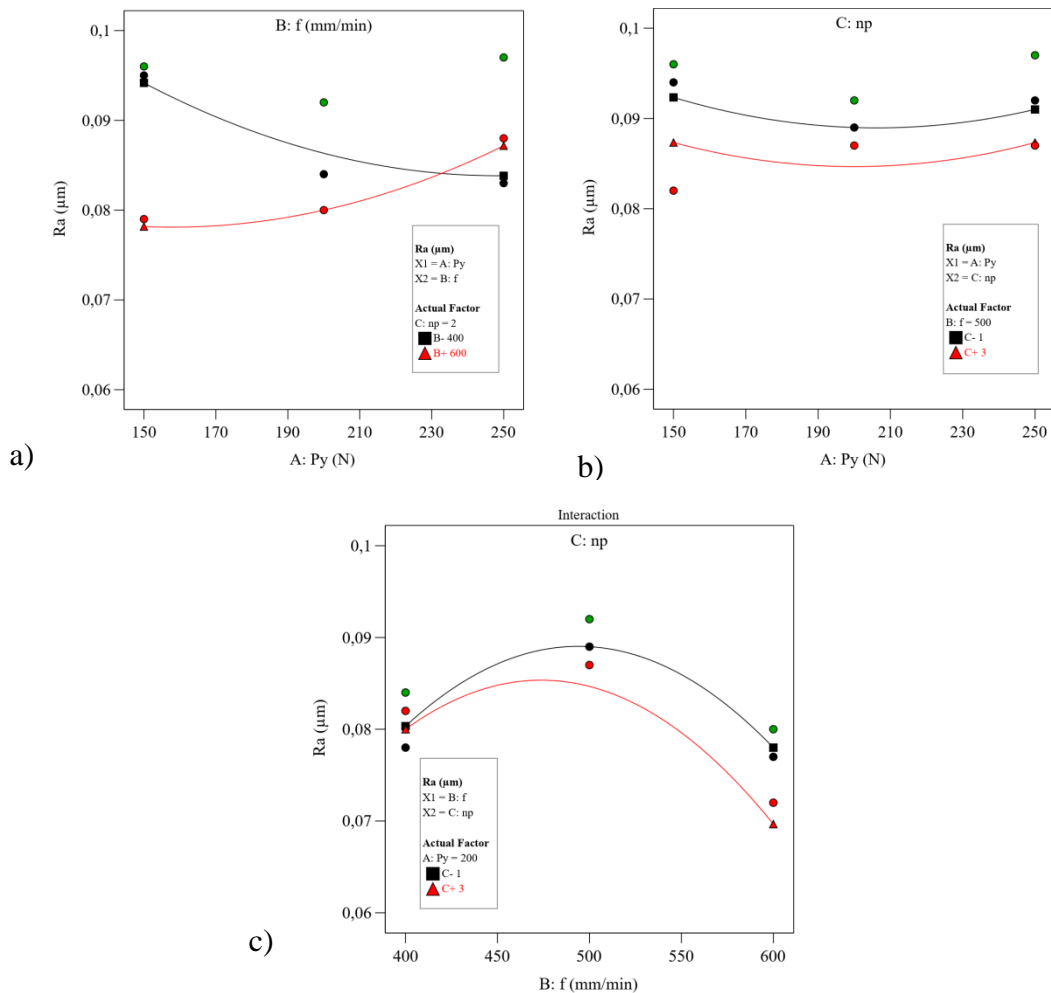


Figure IV.6 Graphique des interactions pour Ra a) entre Py et f avec $n_p=2$ b) Py et n_p avec $f=500\text{mm/min}$; c) entre f et n_p avec $Py=200\text{N}$; de Ra

IV.2.2. Analyse de la variance (ANOVA) pour Ra

Pour analyser les effets moyens de chaque facteur sur les réponses, une analyse de variance (ANOVA) a été effectuée (Tableau IV.2). Les résultats confirment les observations précédentes ; la vitesse de brunissage f semble être le paramètre le plus significatif pour la rugosité de surface Ra

Tableau IV.2 Résultats de l'ANOVA pour Ra

Source	D D L	SomCar ajust	CM ajust	Valeur F	Valeur de p	Contribution en %	Observation
Régression	9	0,001448	0,000161	35,51	< 0.0001	94,95	
Py	1	0,000002	0,000002	0,44	0,5153	0,13	Insignifiant
f	1	0,000180	0,000180	39,85	< 0.0001	11,80	Signifiant
n_p	1	0,000085	0,000085	18,66	< 0.0001	5,57	Signifiant
Py*f	1	0,000280	0,000280	61,89	< 0.0001	18,36	Signifiant
Py*n_p	1	0,000001	0,000001	0,29	0,5945	0,07	Insignifiant
f*n_p	1	0,000048	0,000048	10,60	0,005	3,15	M Signifiant
Py²	1	0,000043	0,000043	9,42	0,007	2,82	Insignifiant
f²	1	0,000580	0,000580	128,09	< 0.0001	38,03	Signifiant
n_p^2	1	0,000228	0,000228	50,37	< 0.0001	14,95	Signifiant
Erreur	1 7	0,000077	0,000005			5,05	
Total	2 6	0,001525				100,00	Obs

La source de variation « Régression » est statistiquement significative, avec une valeur F de 35,51 et une valeur p très faible (inférieure à 0,0001). Cela indique que le modèle de régression, qui inclut les facteurs Py, f et n_p ainsi que leurs interactions, a un effet significatif sur la rugosité de surface. Cela signifie qu'il est très peu probable (seulement 0,01%) que cette valeur soit due au hasard. Les facteurs individuels f et i contribuent tous de manière significative à la variation de la rugosité de surface, avec des valeurs F élevées (38.85 pour f, et 18.66 pour n_p) et des valeurs p très faibles (moins de 0,001). Cela suggère que ces facteurs ont un impact significatif sur la rugosité de surface des échantillons traités. En analysant plus en détail les termes du modèle, on observe que les termes Py*f, Py* n_p , f² et n_p^2 ont des valeurs de p inférieures à 0,05, ce qui signifie qu'ils ont des effets statistiquement significatifs sur la variable réponse. À l'inverse, les termes du modèle avec des p-values supérieurs à 0,1 ne sont pas statistiquement significatifs. Cela signifie que leur impact sur la variable réponse est probablement négligeable. À noter que le terme f* n_p est marginalement significative car il se trouve entre 0,05 et 0,1.

L'équation de régression pour la rugosité de surface (Ra) est la suivante :

$$Ra = -0,0778 - 0,000412 Py + 0,000847 f + 0,03150 n_p + 0,000000 Py^2 - 0,000001 f^2 - 0,006167 n_p^2 + 0,000000 Py * f + 0,000003 Py * n_p - 0,000020 f * n_p \dots\dots\dots(IV.1)$$

Le modèle démontre un coefficient de détermination élevé ($R^2 = 94,95 \%$, R^2 ajusté = $92,28 \%$), indiquant sa capacité à expliquer raisonnablement la variation observée dans les données. Le R^2 prédit de $87,42\%$ est en accord raisonnable avec le R^2 ajusté de $92,28\%$; c'est-à-dire que la différence est inférieure à 20% . Les valeurs prédites de rugosité arithmétique sont comparées avec les valeurs mesurées (Figure IV.7).

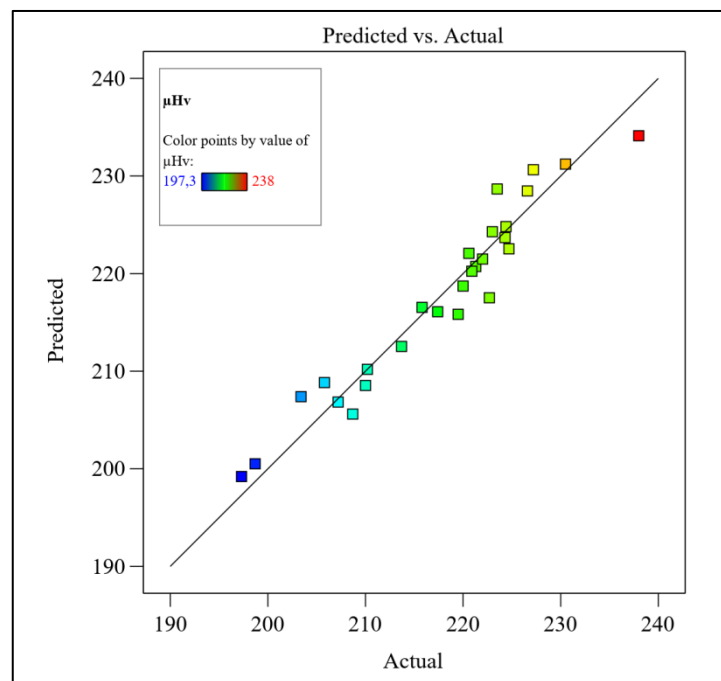


Figure IV.7 Valeurs mesurées et prédites de la rugosité

IV.2.3. Influence des paramètres de brunissage la micro-dureté

Les valeurs de micro-dureté varient légèrement en fonction des paramètres de brunissage employés. Il semble que le nombre de passes n_p ait le plus d'influence sur la micro-dureté. La force de brunissage de 150 N , la vitesse de 400 mm/min et le nombre de passes de 1 ont permis d'obtenir les valeurs de micro-dureté les plus élevées. (Figure IV.8). Ces conditions ont permis d'obtenir une micro-dureté de $238 \mu\text{Hv}$. Les valeurs de micro-dureté les plus faibles ont été obtenues avec une force de brunissage de 150 N une vitesse de 600 mm/min et un nombre de passes de 3 . Toutes ces combinaisons ont permis d'obtenir une micro-dureté de $197 \mu\text{Hv}$.

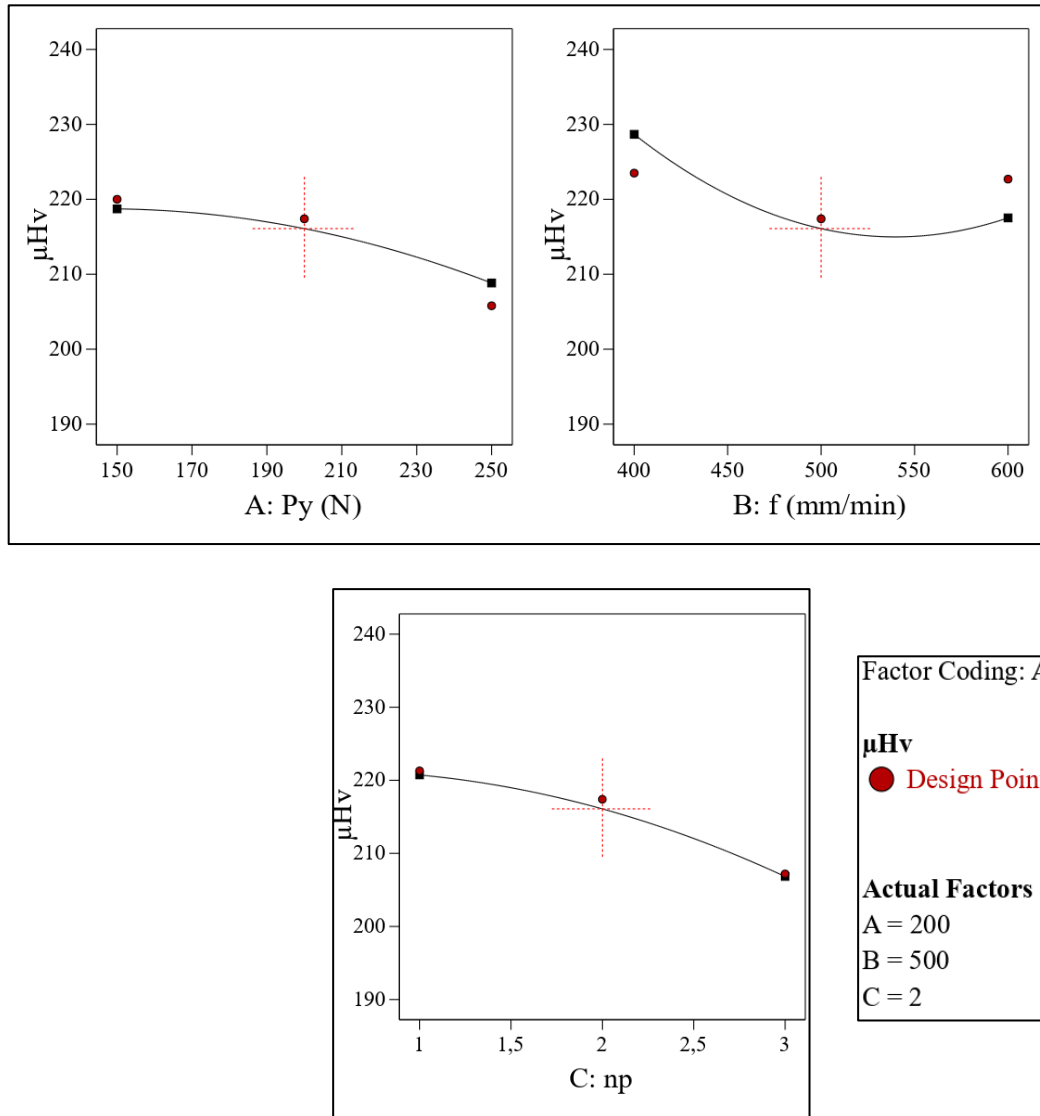


Figure IV.8 Graphique des effets principaux pour la micro-dureté

La figure IV.9 présente les graphes 3D de la réponse de la micro-dureté pour trois configurations distinctes ($n_p = 1, 2, 3$) illustrées respectivement dans les figures IV.9.a, IV.9.b et IV.9.c. D'après la figure IV.9.a, on voit qu'une seule passe avec une vitesse d'avance faible et une faible force de 150 N génère les valeurs de micro-dureté les plus élevées. L'augmentation du nombre de passes de 2 à 3, comme le montrent les figures IV.9.b et IV.9.c, confirme que l'augmentation du nombre de passes et de la force n'a généralement pas d'effet positif sur la dureté. Dans le cas présent, cette augmentation conduit même à une réduction de la micro-dureté superficielle du matériau.

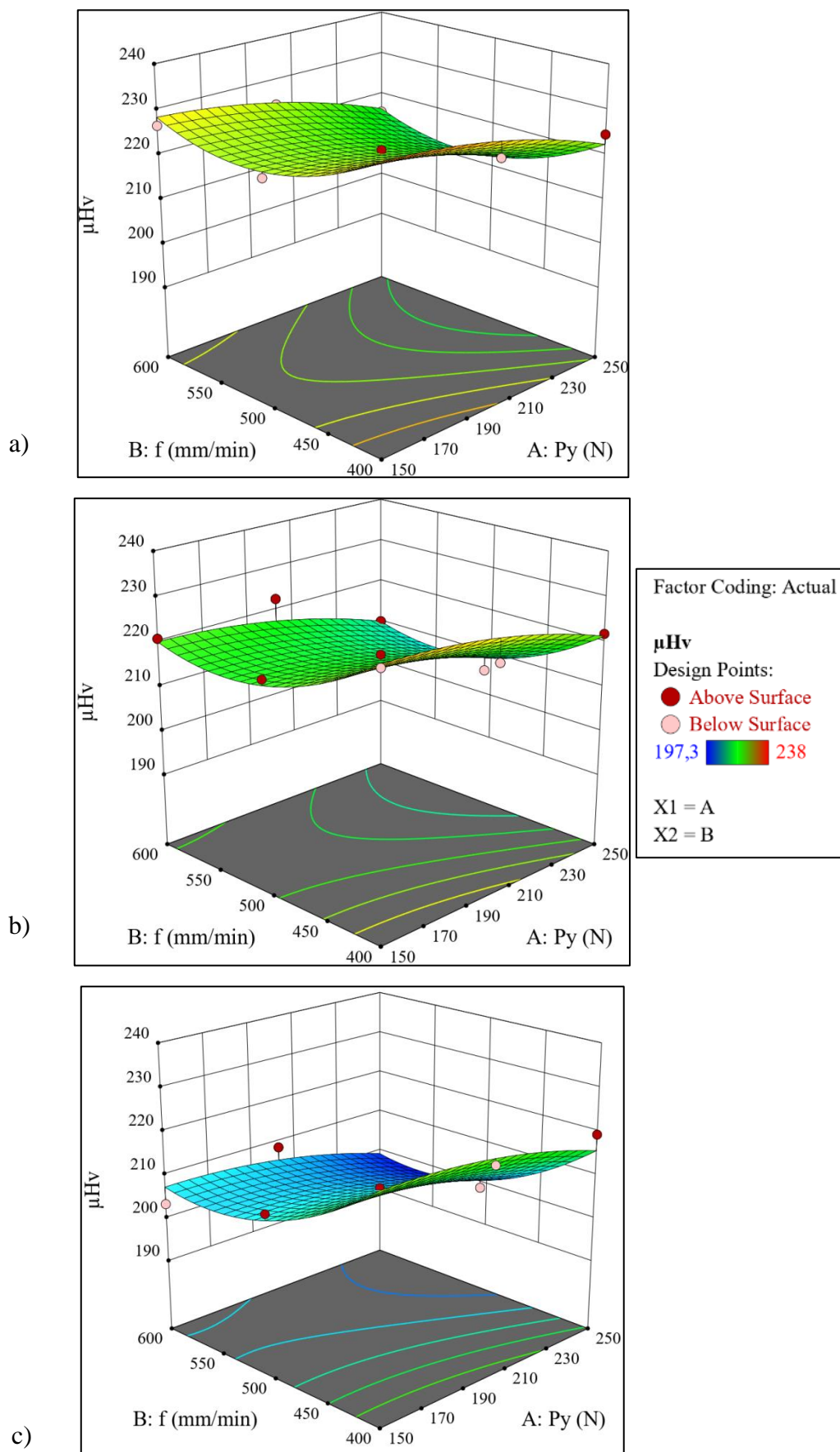


Figure IV.9 Surface 3D Py et f vs μH_v avec $n_p=1$; b) avec $n_p=2$; c) $n_p=3$

1. Interaction P_y/f (Force de brunissage / Vitesse) (Figure IV.10.a) Diminution de la micro-dureté avec une faible force de brunissage et une augmentation de la vitesse : pour une force de brunissage constante ($P_y = 250\text{N}$), une augmentation de la vitesse (f) entraîne une diminution de la micro-dureté (μHv). On remarque une nette diminution de la micro-dureté lorsque la vitesse passe de 400 mm/min à 600 mm/min. Pour une avance constante ($f = 500$ mm/min), une augmentation de la force de brunissage (P_y) fait diminuer la micro-dureté (μHv). La micro-dureté se maintient autour de 220 μHv pour les forces de brunissage de 150N et 200N pour différente avance.

2. Interaction P_y/n_p (Force de brunissage / Nombre de passes) (Figure IV.10.b) Pour toutes les valeurs de la force de brunissage (P_y), une augmentation du nombre de passes (n_p) conduit à une diminution de la micro-dureté (μHv). On observe une tendance générale à la baisse de la micro-dureté lorsque le nombre de passes augmente, quel que soit le niveau de force de brunissage appliqué. de même lors de l'augmentation de la force de brunissage en gardant le même nombre de passes. Un nombre de passes excessif, quelle que soit la force de brunissage appliquée, peut dégrader la surface et diminuer la micro-dureté. Cela peut-être lié à un effet de sur-brunissage, où l'action répétée de l'outil sur la surface peut la fragiliser.

3. Interaction f/n_p (Vitesse / Nombre de passes) (Figure IV.10.c) L'augmentation simultanée du nombre de passes (n_p) et de la vitesse (f) entraîne une diminution de la micro-dureté (μHv). Cette observation est cohérente avec les résultats précédents et confirme l'effet cumulatif des deux facteurs. L'augmentation simultanée de la vitesse et du nombre de passes accentue l'effet de sur-brunissage, conduisant à une diminution plus importante de la micro-dureté.

L'analyse des interactions entre les facteurs de brunissage met en évidence les points suivants : Une combinaison d'une force supérieure à 150N de brunissage et de vitesse élevée réduit l'efficacité du brunissage sur la micro-dureté. Un nombre de passes excessif, quelle que soit la force de brunissage appliquée, peut dégrader la surface et diminuer la micro-dureté. L'augmentation simultanée de la vitesse et du nombre de passes accentue la diminution de la micro-dureté.

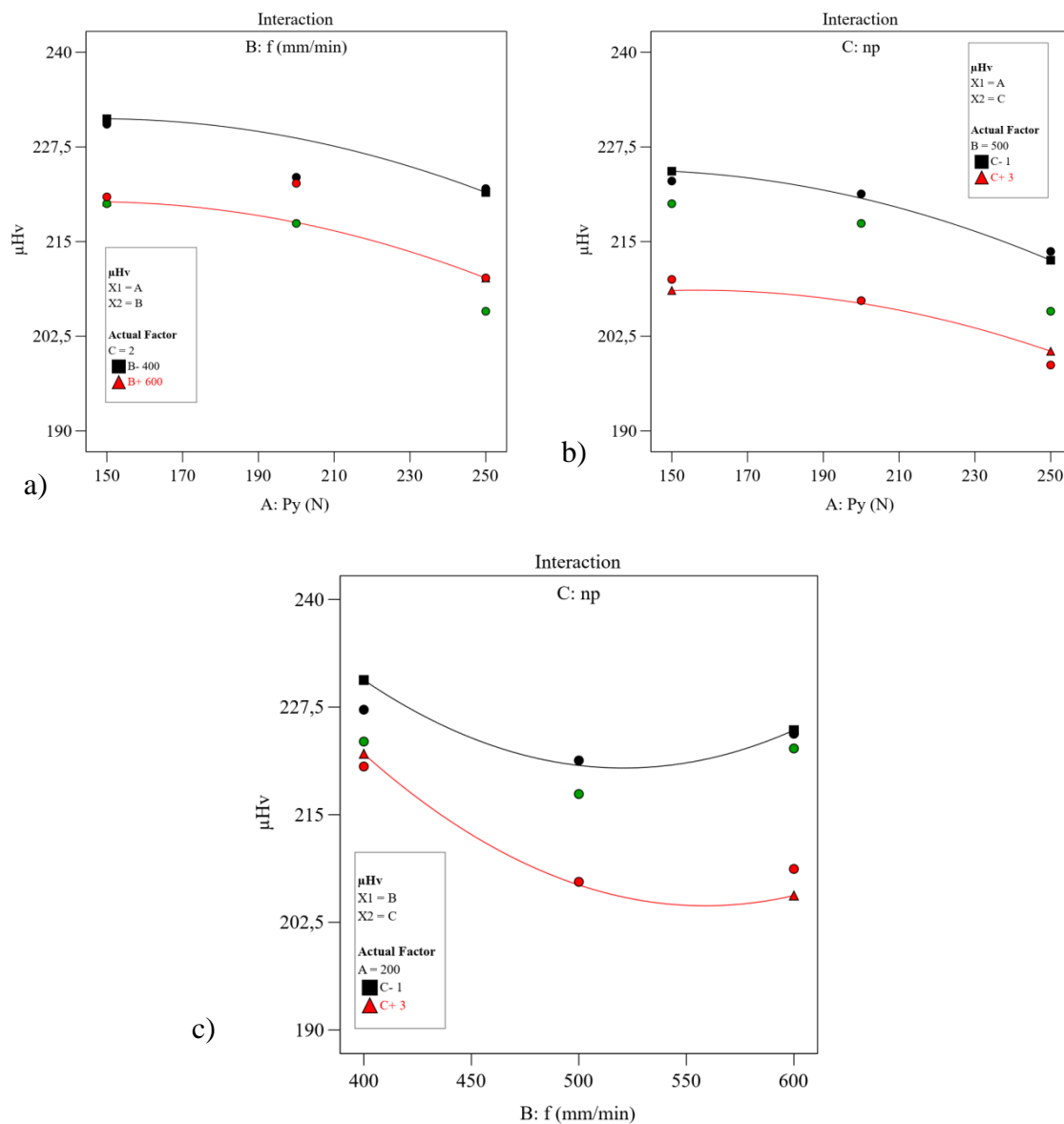


Figure IV.10 Graphique de l'interaction pour μH_v a) entre Py et f avec $n_p=2$ b) Py et n_p avec $f=500\text{mm/min}$; c) entre f et n_p avec $Py=200\text{N}$

IV.2.4.

IV.2.5. Analyse de la variance (ANOVA) pour la micro-dureté

Pour analyser les effets moyens de chaque facteur sur les réponses, une analyse de variance (ANOVA) est présentée dans le Tableau IV.3. Le modèle de régression s'est avéré statistiquement significatif dans son ensemble, avec une valeur p inférieure au seuil de confiance de 0,005.

Tableau IV.3 Résultats de l'ANOVA pour μH_v

Source	D D L	Som Car ajust	CM ajust	Valeur de F	Valeur de p	Contribution en %	Observati on
Régression	9	2320,90	257,88	27,92	< 0.0001	93,66	
Py	1	440,06	440,06	47,64	< 0.0001	17,76	Signifiant
f	1	558,89	558,89	60,50	< 0.0001	22,55	Signifiant
n_p	1	868,06	868,06	93,97	< 0.0001	35,03	Signifiant
Py*f	1	0,0833	0,0833	0,0090	0,9254	0,003	Insignifiant
Py*n_p	1	10,45	10,45	1,13	0,3023	0,42	Insignifiant
f*n_p	1	84,80	84,80	9,18	0,0076	3,42	Insignifiant
Py*Py	1	32,05	32,05	3,47	0,0799	1,29	Insignifiant
f*f	1	294,47	294,47	31,88	< 0.0001	11,88	Signifiant
n_p*n_p	1	32,05	32,05	3,47	0,0799	1,29	Insignifiant
Erreur	17	157,04	9,24			6,34	
Total	26	2477,94				100,00	

La valeur F du modèle de 27,92 implique que le modèle est significatif. Le facteur "n_p" (nombre de passes) a un effet très significatif sur la micro-dureté (valeur p = 0,000). Cela implique que le nombre de passes influencent considérablement les valeurs de micro-dureté. Les valeurs de P inférieures à 0,05 indiquent que les termes du modèle sont significatifs. Dans ce cas, Py, f, n_p, f*n_p, f² sont des termes significatifs du modèle. Les valeurs supérieures à 0,1 indiquent que les termes du modèle ne sont pas significatifs. A noter que la valeur de p du terme f*n_p est marginalement significative car elle se trouve entre 0,05 et 0,1

Le modèle de régression pour la micro-dureté (μH_v) est donné par (Eq. IV.2) :

$$\mu H_v = 385,75 + 0,0241 P_y - 0,699 f + 11,85 n_p - 0,000924 P_y^2 + 0,000701 f^2 - 2,31 n_p^2 - 0,000017 P_y * f + 0,018667 P_y * n_p - 0,02658 f * n_p$$

.....(IV.2)

Le modèle a un coefficient de détermination (R^2) de 93,66 % (R^2 ajusté = 90,31 %), ce qui indique qu'il explique une partie importante de la variabilité des données. Le R^2 prédit de 82,42% est en accord raisonnable avec le R^2 ajusté de 90,31%; c'est-à-dire que la différence est inférieure à 20%. Les valeurs prédites de la micro-dureté sont comparées avec les valeurs mesurées (Figure IV.11).

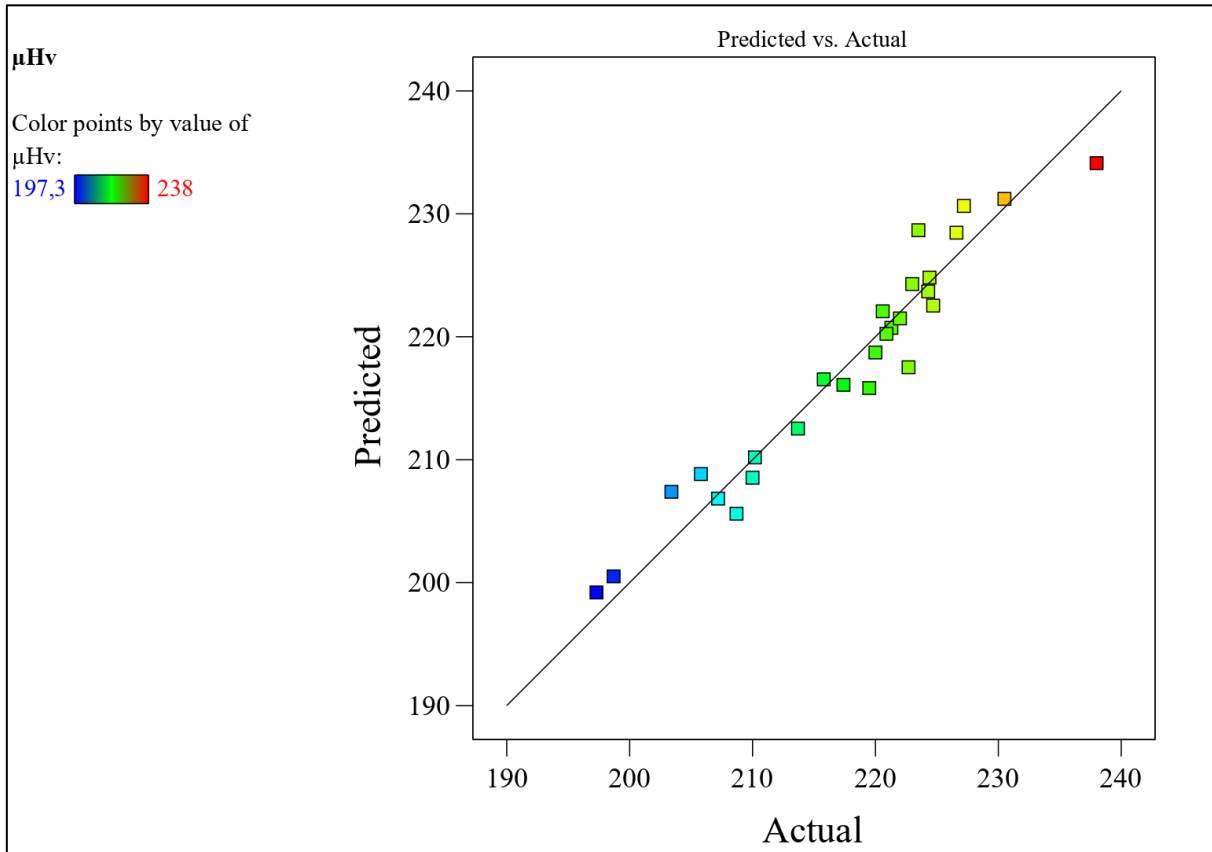


Figure IV.11 Valeurs mesurées et prédites de la micro-dureté

IV.3 Optimisation multi-objective

Il est d'usage courant que l'état de surface le plus souhaité en ingénierie mécanique est celui qui se caractérise par la plus faible rugosité et la plus grande dureté. Il nous appartient donc de chercher un compromis à travers un régime de brunissage commun qui pourrait satisfaire à la fois l'optimisation des deux réponses fournies. Une des solutions à ce compromis pour être satisfaite par l'approche de la fonction de désirabilité (voir § III.14). Selon cette approche connue par sa souplesse de pondération, on cherche une valeur cible à partir des résultats expérimentaux. Cette approche étant intégrée dans le logiciel DesignExpert13, tout calcul fait, on peut déduire le taux de satisfaction du régime réglé par le logiciel qui vise la réponse ciblée.

Les caractéristiques envisagées Dans cette étude (traction, usure et corrosion) peuvent être améliorées dans une grande mesure en garantissant au matériau une faible rugosité ($Ra_{B\text{mini}}$) et une forte micro-dureté ($\mu\text{Hv}_{B\text{max}}$) des couches superficielles.

Le meilleur compromis entre Ra et HV a été identifié grâce à une optimisation multi-objective basée sur l'Analyse de la fonction de désirabilité (DFA), dans le but d'améliorer la résistance

Chapitre IV Résultats et discussion 106 à la traction, à l'usure et à la corrosion. En combinant

les paramètres de brunissage suivants, on obtient ce compromis : $n_p = 1$, $f = 600$ mm/tr, $P_y = 150$ N (voir Figure I.12).

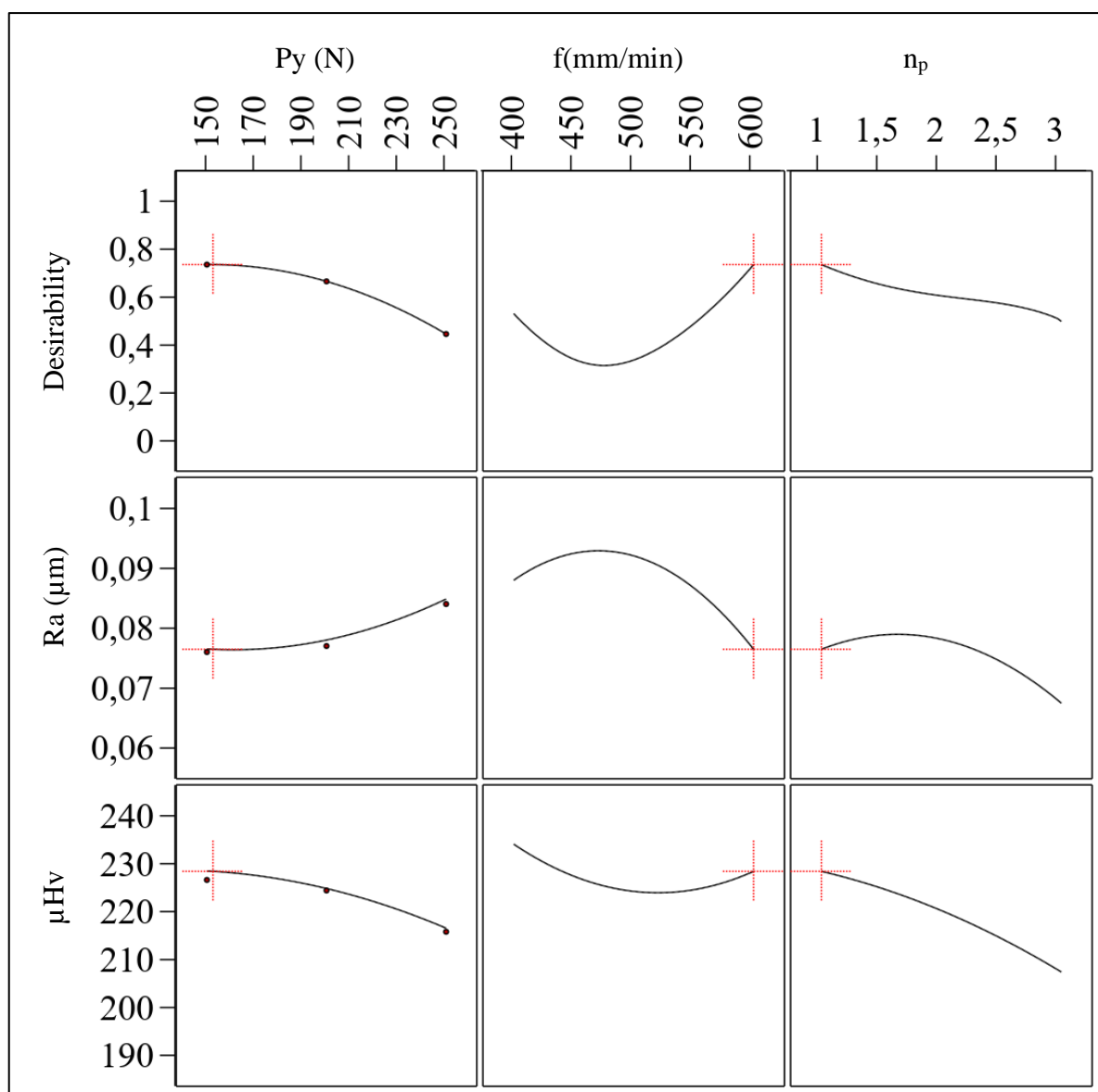


Figure IV.12 Optimisation suivant l'analyse de la désirabilité

Sous ce régime, les couches superficielles peuvent être caractérisées par $\mu\text{Hv} = 228,42$ et $R_a = 0,076$ μm . Ce résultat correspond à un facteur de désirabilité composite $D = 0,736$.

Les tests du régime optimal ($n_p = 1$, $f = 600$ mm/tr, $P_y = 150$ N) ont révélé une rugosité de surface de $R_a = 0,05$ μm et une micro-dureté de $\mu\text{Hv} = 233$. Ces valeurs se rapprochent de celles prédites par les modèles de régression, confirmant ainsi la robustesse du modèle. Cela démontre une amélioration de 97,51 % de la rugosité de surface et une augmentation de 40 % de la micro-dureté

IV.4 Influence du brunissage sur le taux d'usure

IV.4.1. Résultats d'essai

Dans plusieurs domaines de l'ingénierie, l'efficacité, la fiabilité et les performances des systèmes mécaniques dépendent fortement des propriétés tribologiques induites par le frottement. Le matériau s'use progressivement au contact des surfaces lorsque deux entités solides se déplacent constamment l'une contre l'autre. Les expériences ont été réalisées sur des échantillons dans leurs états d'usinage (état de référence) et dans leur état de brunissage.

Le processus a été mené en variant la vitesse de brunissage (f) et le nombre de passes de l'outil (np) selon un plan expérimental de type 2^2 , comme décrit dans le chapitre III.8. La résistance à l'usure a été évaluée à travers le taux d'usure (Wr) et le coefficient de frottement (μ). Les essais tribologiques ont été effectués sous des conditions de glissement à sec constantes, utilisant un dispositif de contact pion/disque avec une bille en acier 100Cr 6, appliquée avec une force (F_n) de 5 N sur la surface de frottement. La bille glissait à une vitesse (v) de 4 cm/s sur une distance (D) de 20 m. Les résultats des deux mesures (Wr et μ) sont résumés dans le Tableau IV.4

Tableau IV.4 Résultat du taux d'usure et du coefficient de friction

N°	Traitement	Volume (mm ³)	Taux d'usure spécifique Wr	Coefficient de frottement
			10^{-5} (mm ³ /N/m)	μ
-	Usinage (M)	76,17	3,590	0,283
1	BB (400-1)	44,02	2,075	0,270
2	BB (400-3)	103,86	4,895	0,270
3	BB (600-1)	149,46	7,044	0,287
4	BB (600-3)	147,53	6,953	0,334

IV.4.2. Influence du brunissage sur le comportement tribologique

Le comportement tribologique des matériaux peut-être fortement influencé par leur état de surface et la formation de particules d'usure lors du frottement. Le brunissage est conçu pour produire une surface visuellement améliorée, avec une rugosité réduite et une dureté accrue par rapport à celle obtenue par usinage. On anticipait que cette surface lisse et écrouie offrirait une meilleure résistance au frottement par glissement, réduisant ainsi le taux d'usure.

Cependant, Les résultats de l'étude montrent que le brunissage pourrait avoir pour certaines conditions, un impact significatif sur l'usure et le coefficient de friction.

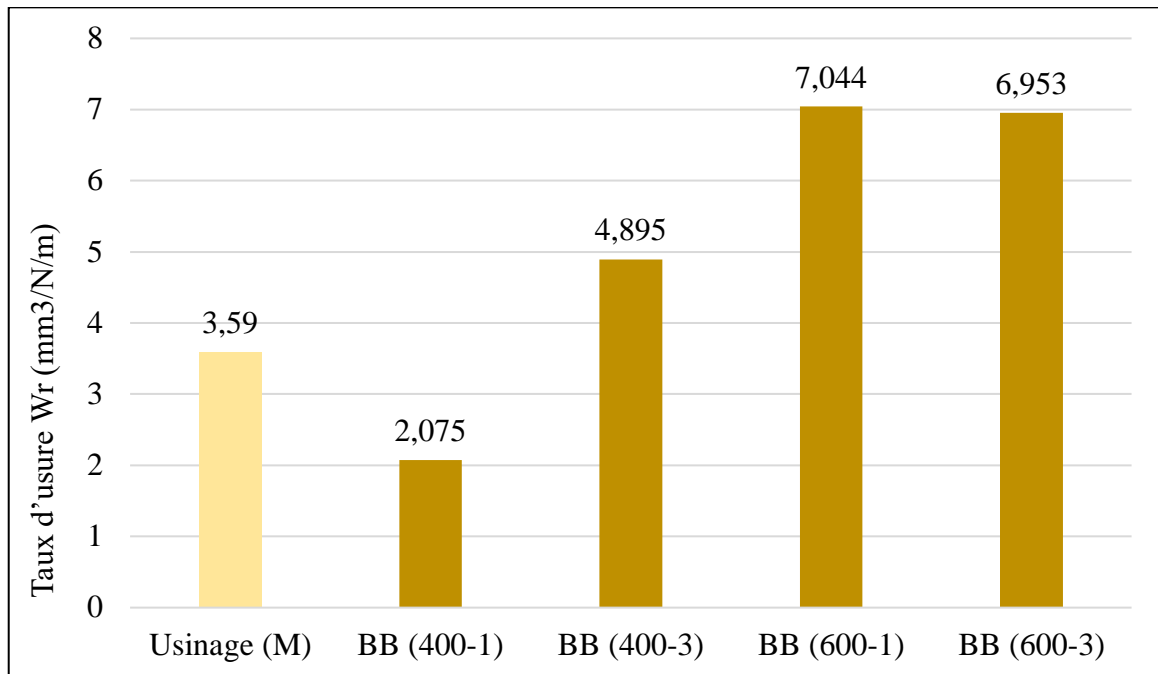


Figure IV.13 Influence du brunissage sur le taux d'usure

Dans le cadre du domaine d'étude investigué, la combinaison optimale favorisant la meilleure résistance à l'usure résulte du brunissage où sont combinés une avance de 400 mm/min avec une seule passe. Pour ces conditions le taux d'usure a connu une réduction de 42,20%. Cela pourrait être dû au fait que cette combinaison entre les deux paramètres lors du brunissage conduit à créer une surface plus lisse et plus homogène, ce qui réduit la rugosité et augmente la portance entre les surfaces en contact. Par ailleurs, toutes les autres conditions du brunissage n'arrangent pas comme il se doit la résistance à l'usure (Figure IV.13).

IV.4.3. Influence des paramètres sur le comportement tribologique

L'impact de la vitesse du brunissage (f) est observable sur le taux d'usure et le coefficient de frottement. Cette influence est particulièrement marquée lorsque le nombre de passes est maintenu bas ($n_p = 1$). Le nombre de passes est plus apprécié pour le niveau haut de la vitesse. En effet en travaillant avec une grande avance (600mm/min), le taux d'usure connaît une légère diminution de 7,044 à 6,953 soit un gain de 1,28%. Dans le cas de la plus faible avance (400 mm/min) la même augmentation de n_p fait accroître le taux d'usure de 2,075 à 4,595mm³ /N/m, ce qui représente 121,5% Par ailleurs (sous un autre angle), le brunissage à bille favorise une certaine ductilité du matériau. C'est donc que le matériau peut s'adoucir et se déformer aisément et enfin perdre son effet bénéfique vis-à-vis la résistance à l'usure. En fait en augmentant le nombre de passe, on contribue à écrouir davantage le matériau ce qui peut rendre le matériau sensible à l'usure générée par une éventuelle déformation plastique en surface. De même, les surfaces brunies avec les plus grandes vitesses d'avances peuvent se fragiliser à

cause de la vitesse de déformation plastique ; ceci peut faciliter leur abrasion et augmenter la sensibilité à l'usure par abrasion du matériau.

En augmentant les niveaux de ces paramètres, le brunissage à bille écouit davantage les couches superficielles du matériau. En contrepartie, ces couches se fragilisent et peuvent s'écailler rapidement entraînant une usure par **adhésion** des surfaces de contact.

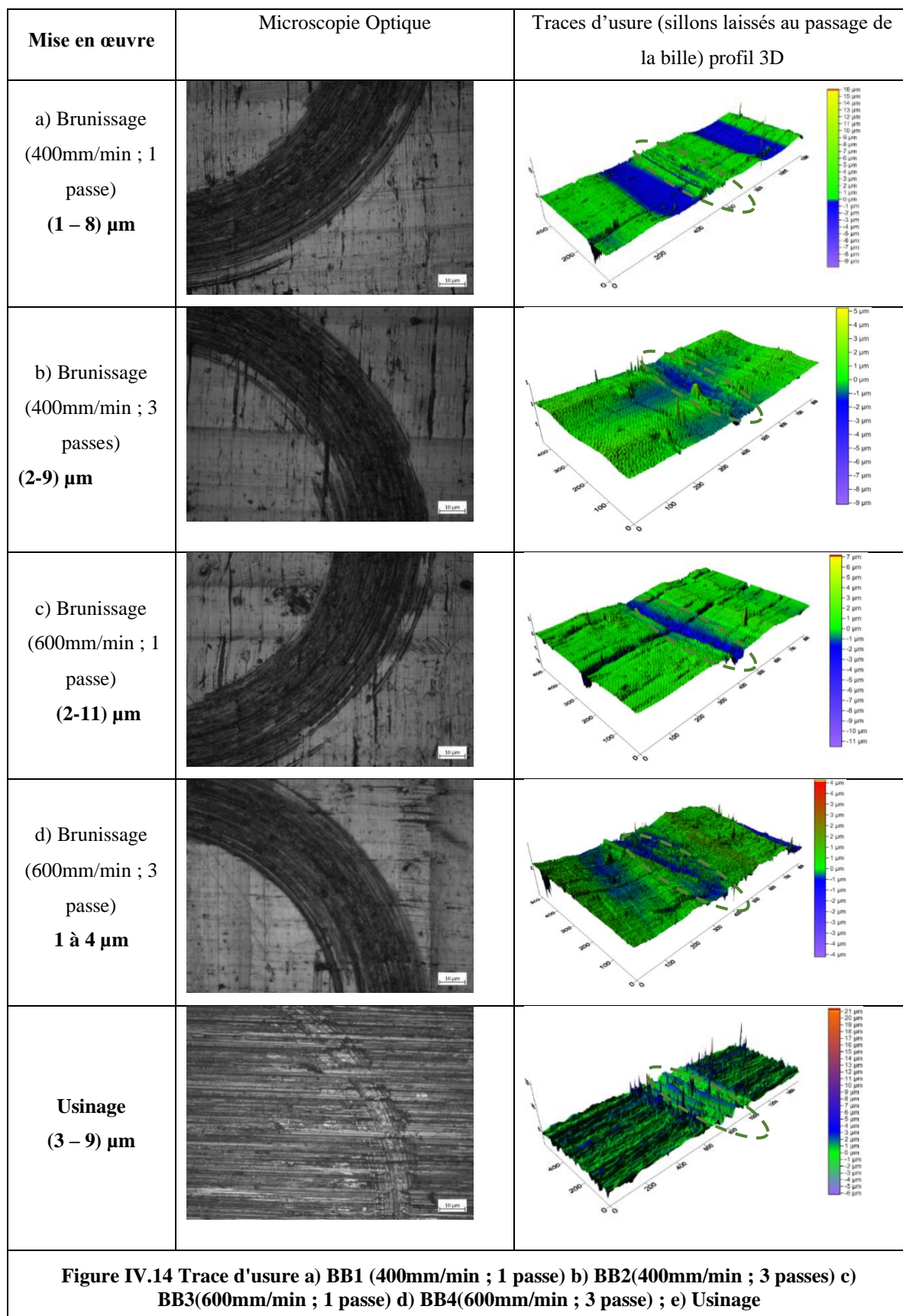
Dans les conditions extrêmes du brunissage, Il est apparu que les niveaux hauts (600 -3) des paramètres de brunissage s'avèrent les plus défavorables vis-à-vis la résistance à l'usure. Dans ce cas le taux d'usure (W_r) est augmenté de façon catastrophique par rapport à celui résultant du brunissage avec les niveaux bas (400-1) des mêmes paramètres. L'augmentation est estimée à 235%.

En fait lorsqu'on effectue le brunissage aux faibles valeurs de f et i , les surfaces des échantillons présentaient une douceur accrue et une sensibilité réduite à l'écaillage et au frottement.

IV.4.4. Observation des traces d'usure

Lorsque davantage de paramètres et de matériaux extrêmes sont impliqués dans les tests tribologiques, il est alors très difficile d'analyser et d'observer les phénomènes de travail. L'effet des conditions de brunissage sur le comportement tribologique de l'acier API X52 a été analysé sur la topographie des surfaces et la morphologie des pistes d'usure (Figure IV.13). Sur le plan microscopique, les pistes d'usure se sont tracées de manières différentes entre les deux états de mise en œuvre (d'usinage et de brunissage) du matériau.

A l'état d'usinage, la micrographie révèle des micros-rainures (rayures) dans le sens du glissement qui se dessinent sous forme de sillons nets et profonds compte tenu de la rugosité (résultant de l'usinage), on estime que ces rayures résultent en premier lieu du rodage des aspérités d'usinage qui après s'être déformées plastiquement (bourrelet de métal qui semble fluer...) viennent se détacher par écaillage de la surface de contact laquelle s'use par adhérence. Il se peut aussi que la déformation due au frottement génère un écouissage en surface laissant une certaine prédominance à une usure par abrasion. une échelle plus fine, le profil 3D de cette surface (usinée) laisse apparaitre un relief bruité. Les pistes de glissement générées pendant l'essai tribologique sont plus serrées (pincées) avec des vallées d'une profondeur de l'ordre de 3 à 8 μ m. A l'état de brunissage, les surfaces se comportent comme des surfaces déjà rodées par le procédé avant même de subir l'essai de tribologie. La micrographie a révélé des traces d'usure plus compactes notamment dans le cas d'un brunissage sous une avance de 600mm/min et 3 passes. A une telle échelle d'observation il nous a été difficile de distinguer entre les conditions de brunissage pour analyser l'impact du procédé sur la résistance à l'usure. Une investigation sous MEB est vivement recommandée à cet effet.



Cependant, l'examen du profil 3D montre que des sillons tracés par la bille de frottement sont peu profonds que ceux laissés sur l'échantillon usiné. Les sillons d'une profondeur entre 3 et

9 μ m ont dans certaines conditions de brunissage une géométrie moins régulière et des pistes plus larges à cause probablement d'une certaine ductilité. La largeur des vallées est plus prononcée lorsque le brunissage a été conduit sous les conditions b): 400-3 et d) 600-3. C'est à dire là où le procédé est exécuté avec le grand nombre de passe. En revanche, dans les conditions a) 400-1 et c) 600-1 (faible nombre de passes) la profondeur des sillons s'est manifestée jusqu'à une profondeur de l'ordre de 9 à 11 μ m. Sous une grande avance, l'augmentation du nombre de passe de 1 à 3 favorise des pistes d'usures moins profondes. L'influence deux paramètres de brunissage a été mise en évidence à travers une analyse de régression mathématique qui a débouché sur un modèle linéaire qui prédit le taux d'usure dans le domaine d'étude (Eq. IV.3)

$$Wr = -12,18 + 0,03212f + 4,321n_p - 0,007277f * n_p \quad (\text{IV.3})$$

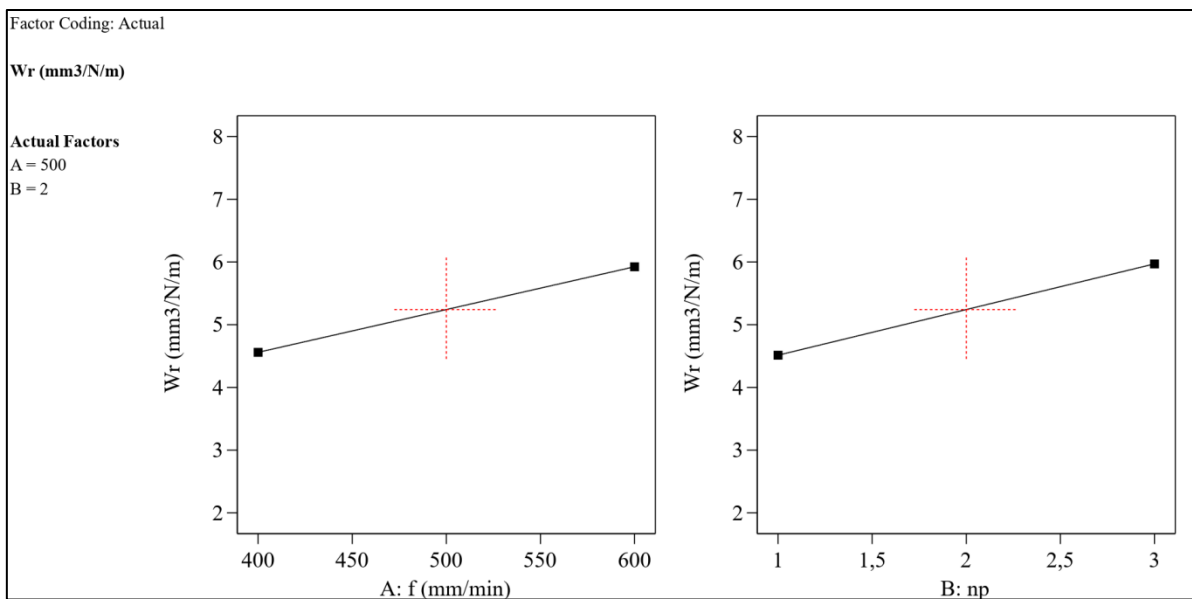


Figure IV.15 Diagramme des effets principaux de n_p et f sur Wr

Le modèle montre bien que les deux paramètres jouent un rôle non négligeable vis-à-vis la résistance à l'usure du matériau. (Figure IV.15). Par ailleurs le modèle (Eq. IV.3) montre bien une interaction entre ces facteurs du brunissage. C'est-à-dire que l'influence d'un de ces deux facteurs en dépend sensiblement du niveau fixé pour le l'autre (Figure IV.16) pour le niveau bas de n_p une augmentation de la vitesse entraîne une augmentation du taux d'usure, tandis qu'une augmentation de la vitesse de brunissage peut réduire le taux d'usure pour un nombre de passes de 3

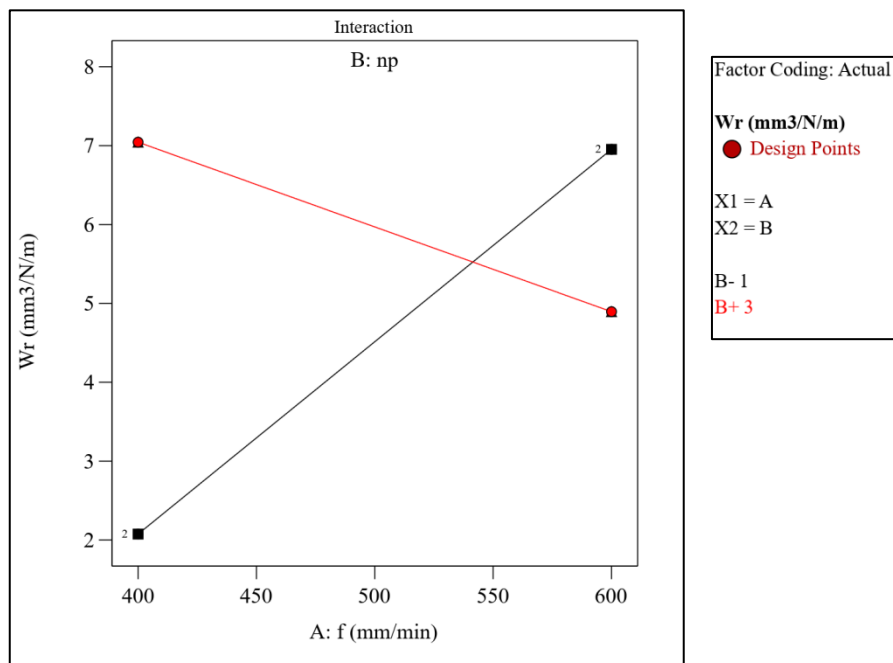


Figure IV.16 Diagramme des interactions f et n_p sur Wr

Compte tenu de cette interaction dévoilé par le modèle, l'effet combiné des deux paramètres est tel que les niveaux bas de chacun d'eux en sont les favorables à résistance à l'usure à cause du faible taux (Wr) qui en résulte (Figure IV.16 et la figure IV.17).

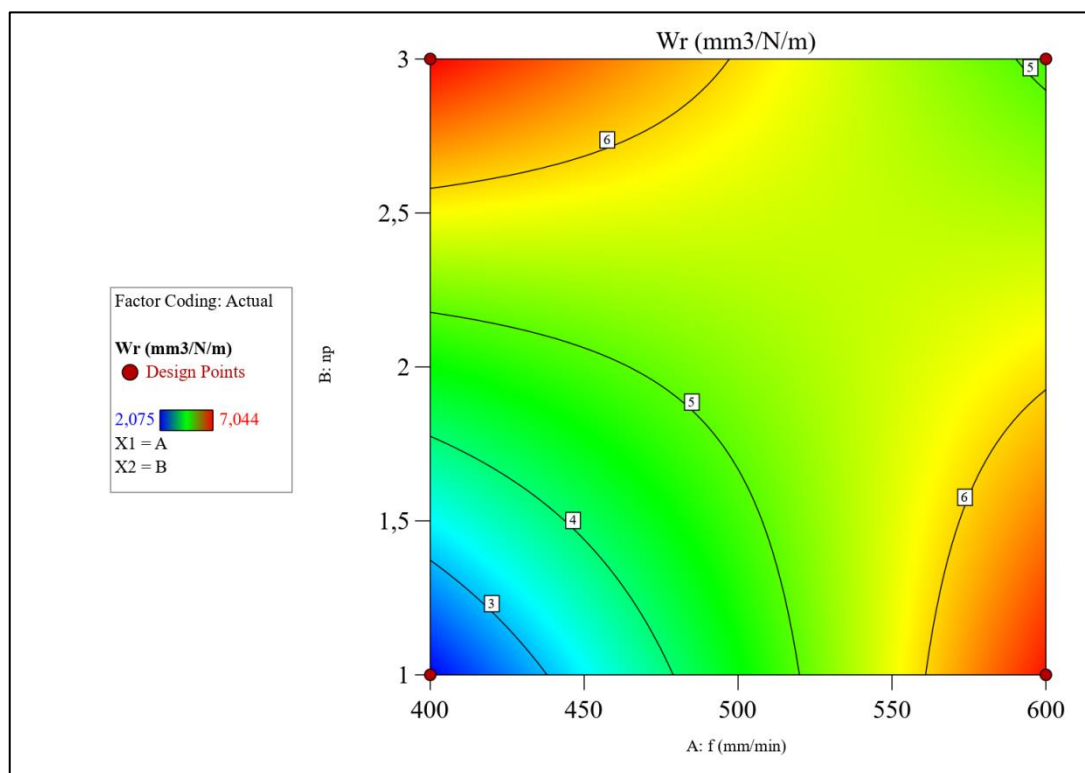


Figure IV.17 Diagramme de contour sur le taux d'usure

IV.5 Effet du brunissage sur la résistance à la corrosion

Les essais de corrosion ont été réalisés par immersion d'échantillons dans une solution de NaCl pendant 60 min aux fins de donner le temps nécessaire à la formation et la stabilité d'une couche d'oxyde suffisante (voir section III.9.).

Les paramètres de corrosion tels que le potentiel de corrosion (E_{cor}), la densité de courant de corrosion (I_{cor}), les potentiels anodique (β_a) et cathodique (β_c) ainsi que la résistance à la polarisation (R_p) qui en découle ont été résumés dans le Tableau IV.5. En termes de résistance à la corrosion, la polarisation peut être utilisée pour évaluer la capacité d'un matériau à maintenir son intégrité structurelle et à résister à la corrosion dans des environnements agressifs.

Tableau IV.5 Paramètre électrochimique de l'essais de corrosion

N°	Traitement	E_{COR} (mv)	I_{COR} (μA)	β_c (mv)	β_a (mv)	R_p (Ω)	%
	Usiné (M)	-694,85	5,198	271,4	64,6	4,358	
BB1	(400-1)	-703,555	3,74	304	78,2	7,22	65,98
BB2	(400-3)	-780,3	0,905	106,3	91,6	23,60	442,53
BB3	(600-1)	-731,653	3,269	253,7	74,7	7,66	76,09
BB4	(600-3)	-777,998	0,93	109,4	91,2	23,22	433,79

Une analyse initiale des données montre que les valeurs de potentiel et de courant de corrosion sont plus élevées pour les échantillons usinés que pour ceux traités par le brunissage à bille, indiquant ainsi une moindre résistance à la corrosion pour les premiers. Le gain en résistance à la corrosion (R_p) s'est chiffré entre 65,98 et 442.53 %. La plus forte différence de potentiel est celle réalisée par un brunissage sous une avance de 400 mm/min et 3passes. Ceci s'est traduit par une augmentation de la R_p jusqu'à 442.53%. L'impact des deux paramètres du brunissage sur la résistance de polarisation (R_p) peut-être clairement observé à partir de la Figure IV.18. L'effet de la vitesse semble être neutre lorsque le traitement est effectué avec le niveau bas du nombre de passes. Lorsque le nombre de passe est passé de 1 à 3, la R_p a augmenté de 7,22 à 7,66. Toutefois, la fluctuation de la vitesse entre 400 et 600 mm/min est également minime lorsque le nombre de passes est à son maximum. ($n_p = 3$).

En contrepartie, l'effet du nombre de passes est prédominant notamment lorsque ce paramètre est associé au niveau bas de la vitesse. Il est apparu dans ce cas une augmentation sur R_p de 7,22 à 23,6 (soit 226,8%) lorsque le nombre de passe est augmenté de 1 à 3. Dans le cas des

avances plus rapides (600mm/min), cette même augmentation de n_p favorise un gain de 203,13% sur la R_p .

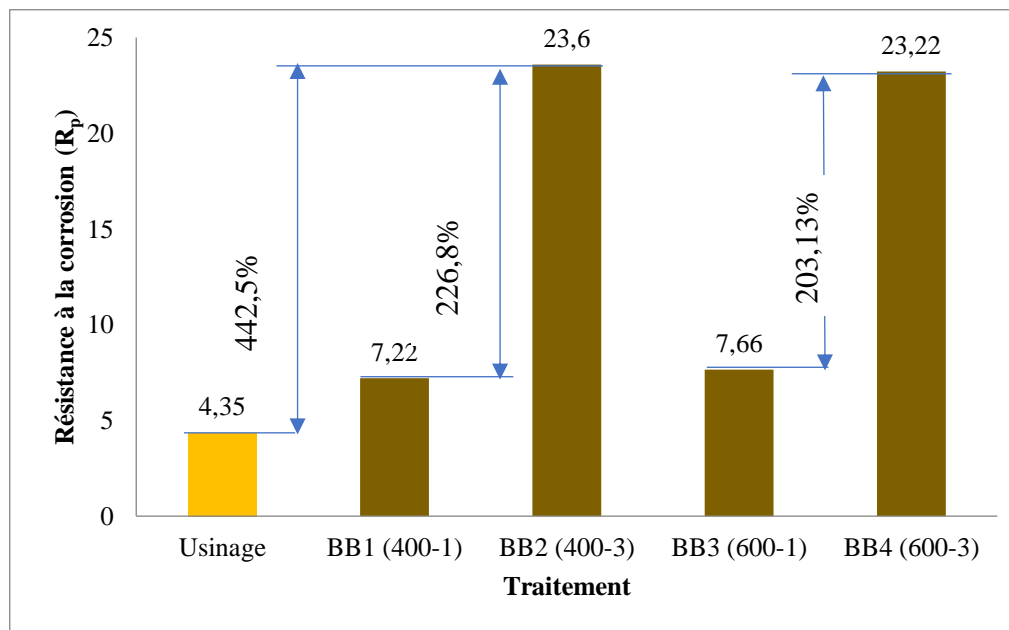


Figure IV.18 Influence des paramètres de brunissage sur la résistance à la corrosion

Les expériences ont donné lieu à la représentation graphique des courbes de tafel, qui illustrent la corrélation entre le courant électrique et le potentiel électrochimique d'un matériau métallique lorsqu'il est soumis à une réaction d'oxydoréduction. Ces courbes ont été employées pour étudier le comportement électrochimique et, par extension, évaluer la résistance à la corrosion, de l'acier API 5L X52 aussi bien à l'état d'usinage que celui de brunissage à la bille sous diverses combinaisons des paramètres du traitement (Figure IV.19).

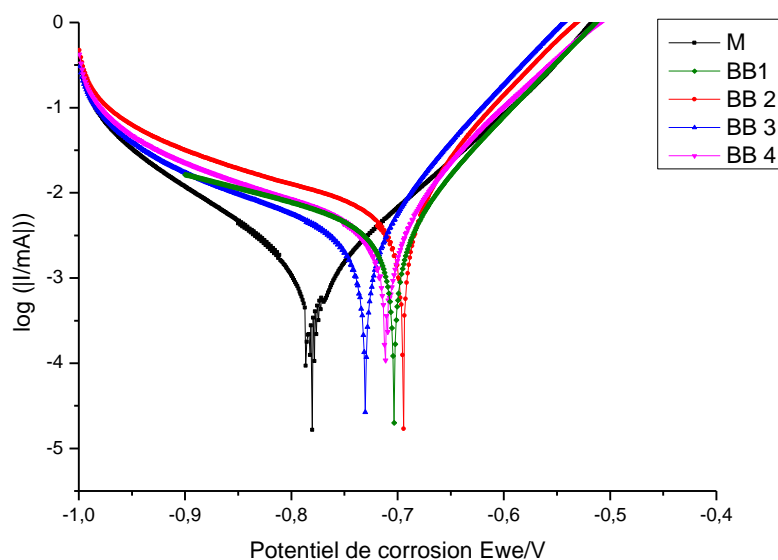


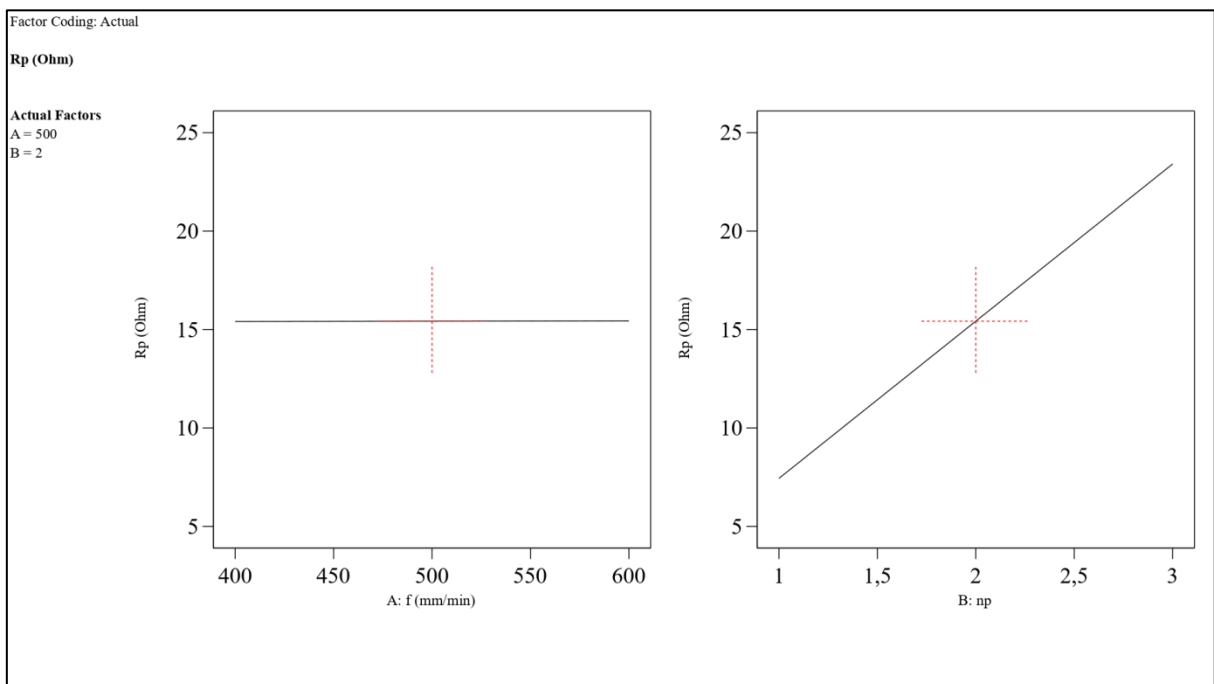
Figure IV.19 Courbe de polarisation (Tafel)

Dans le cas d'un traitement par brunissage et pour toute la conception expérimentale, les courbes de polarisation se sont positionnées à droite de celle relative à l'usinage. Ce décalage est plus prononcé pour un brunissage réalisé avec une avance de 400 mm/min et 3passes d'outils. Ceci dénote l'apport bénéfique du traitement de brunissage vis-à-vis la résistance à la corrosion.

L'influence de ces deux paramètres a été mise en évidence à travers une analyse de régression mathématique qui a débouché sur un modèle linéaire qui prédit la résistance à polarisation dans le domaine d'étude (Eq. IV.4).

$$R_p = -2,670 + 0,004250 f + 9,010 n_p - 0,002050 f * n_p \quad (\text{IV.4})$$

Le modèle montre bien que les deux paramètres jouent un rôle non négligeable vis-à-vis la résistance à la corrosion du matériau. Selon les pentes des graphiques des effets principaux, l'on remarque que le nombre de passes est plus significatif que la vitesse de d'avance de brunissage (Fig. IV.20). Par ailleurs le modèle (Eq. IV.4) montre bien une faible interaction entre ces facteurs du brunissage. C'est-à-dire que l'influence d'un de ces deux facteurs peut en dépendre d'une manière ou d'une autre du niveau fixé pour le second facteur.

Figure IV.20 Graphique des effets principaux pour R_p

IV.6 Influence des paramètres de brunissage sur les caractéristiques mécanique

IV.6.1. Protocole d'essai

Certaines propriétés intrinsèques qui dépendent de l'architecture atomique sont difficilement modifiables en raison de leur faible sensibilité aux défauts qu'engendre le matériau. Toutefois ces propriétés peuvent être modifiées soit par l'addition d'éléments étrangers (pour former des alliages) soit par l'application traitement thermique ou mécanique. Dans ce qui suit, les effets du brunissage à la bille sur le comportement en traction et l'érouissage des couches superficielles de l'acier API 5L X52 sont examinés et validés, en explorant comment cela pourrait potentiellement étendre la durabilité du matériau en service.

A cet effet, des éprouvettes de traction selon la norme ASTM A370 ont été fabriquées et brunies à la bille. Elles ont ensuite été soumises à différents essais de traction dans le but de déterminer différentes propriétés mécaniques du matériau après modification de surface par brunissage à bille. Les courbes ont été utilisées pour extraire la limite d'élasticité, la résistance ultime, l'allongement à la rupture, le module de Young et le coefficient de striction. Par ailleurs, les différents coefficients qui caractérisent l'érouissage du matériau ont été calculés à partir de différentes courbes rationnelles (contrainte vraie-déformation rationnelle).

Au cours de cette campagne expérimentale, les paramètres du brunissage à bille retenus sont la vitesse (f) et le nombre de passes (n_p). Les deux facteurs sont pris à deux niveaux (haut et bas) chacun et combinés entre eux selon un plan multifactoriel de pleine expérience. D'autres paramètres qui affectent l'application du brunissage à la bille ont été maintenus constants, compte tenu des résultats obtenus dans les sections précédentes. Une seule force (150N) a été effectuée sur le matériau car l'effet de plusieurs passes est similaire à l'augmentation de la force de brunissage, de sorte que le changement éventuel de la réponse peut-être entièrement pris en compte par la variation du nombre de passe.

IV.6.2. Courbes conventionnelles de traction

Les courbes conventionnelles d'essai de traction de l'acier API 5L X52 pour différentes conditions de brunissage à la bille sont illustrées dans la Figure IV.21. Il apparaît à première vue d'œil que le matériau se caractérise par un comportement ductile (Elasto-plastique) pour toutes les conditions de la mise en œuvre. A l'état d'usinage, la ductilité confère au matériau l'aptitude de subir la déformation plastique superficielle qu'engendre le brunissage.

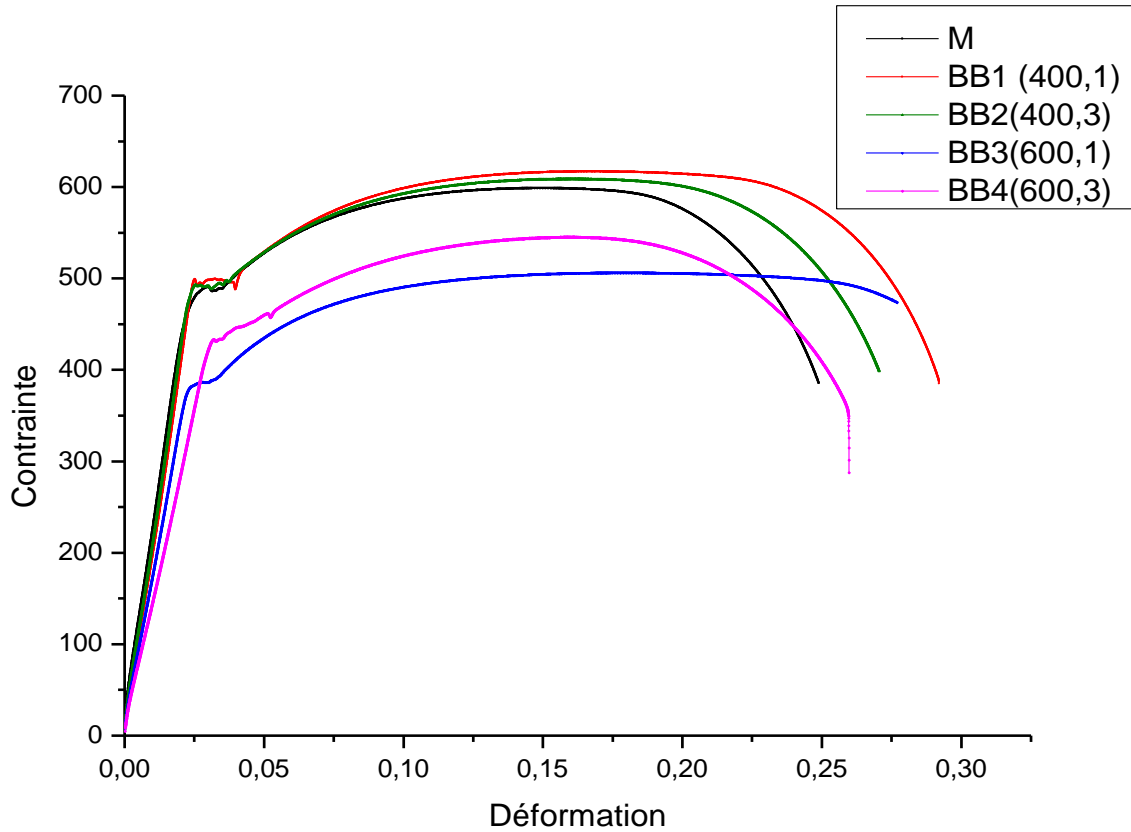


Figure IV.21 Courbes de traction conventionnelles de l'acier API X52

Ainsi chaque courbe exhibe les domaines classiques de la traction ; À savoir le domaine élastique. Pour certaines conditions de mise en œuvre, le matériau montre une sensibilité du phénomène de PIOBERT-Lüders et une discontinuité de la limite élastique et parfois un phénomène de Portevin-Le Chatelier. Du point de vue propriétés mécaniques, les conditions de mise en œuvre et les paramètres du brunissage semblent exercer une influence non négligeable sur les principales propriétés de traction.

Toutes les courbes présentent la même allure (tendance) et se développent de façon quasi-parallèle entre elles à l'exception de la courbe relative au traitement BB3 (600mm/min,1) qui a connu dans son domaine de striction une intersection avec les autres courbes.

La courbe caractéristique de la mise en œuvre par fraisage s'est positionnée entre les courbes résultantes du brunissage à bille plus exactement au-dessus de la courbe retenue avec le brunissage BB4 (600 ; 3).

IV.6.3. Phénomènes de PIOBERT-Lüders

Lors des sollicitations de traction, l'éprouvette usinée a développé un phénomène de PIOBERT-Lüders sur une plage de déformation 0,0297 à 0,0353 soit 0,0056% (Figure IV.22a)

Le même phénomène subsiste après le brunissage mais dans des proportions différentes. En effectuant le brunissage à bille avec ou on remarque après le brunissage BB1 (400 ; 1), le phénomène a démarré à un taux de déformation inférieur, le palier de PIOBERT-Lüders s'est rétréci sur une plage de déformation de 0,0033, par ailleurs la discontinuité de la résistance élastique Re est plus marquée avec une limite supérieure (Re_s) de 499,12 MPa et une limite inférieure (Re_i) de 492,5 MPa (Figure IV.22b). Après le brunissage BB2(400,3) en augmentant le nombre de passe de 1 à 3 le palier de PIOBERT-Lüders s'est manifesté sur une plage de déformation entre 0,0252 et 0,0372 soit $\Delta\epsilon_p = 0,012$ (Figure IV.22c)

L'augmentation de cette étendue semble être due à l'importance de la déformation plastique qui s'amplifie au fur et à mesure de l'augmentation du nombre de passe n_p . En exécutant le brunissage à bille à une grande vitesse en une seule passe BB3 (600,1) le phénomène de PL ne se produit pas quoique le comportement à la traction est singulier (Figure IV.22d)

Avec les conditions extrêmes du brunissage BB4 (600,3), le phénomène se prononce après la limite élastique supérieure lorsque la déformation a atteint 0,03158 et s'anéantit lorsque la déformation atteint 0,035 ce qui courue une plage de 0,00342 (Figure IV.22e).

IV.6.4. Domaine élastique

D'une manière générale, le matériau présente une élasticité linéaire dont la pente la plus raide résulte de l'état d'usinage. Toutes les conditions d'application du brunissage réduit modestement la rigidité du matériau.

La Figure IV.23 montre la variation du module de Young (E) en fonction des paramètres du brunissage. Les plus grandes chutes du module de Young sont observées lorsque le brunissage à bille est exécuté avec la plus grande vitesse ($f=600\text{mm/min}$) Ainsi on perd 34,62% lorsque le nombre de passe est de 1, et elle est réduite de 19,74% lorsque de nombre de passe augmente à 3.

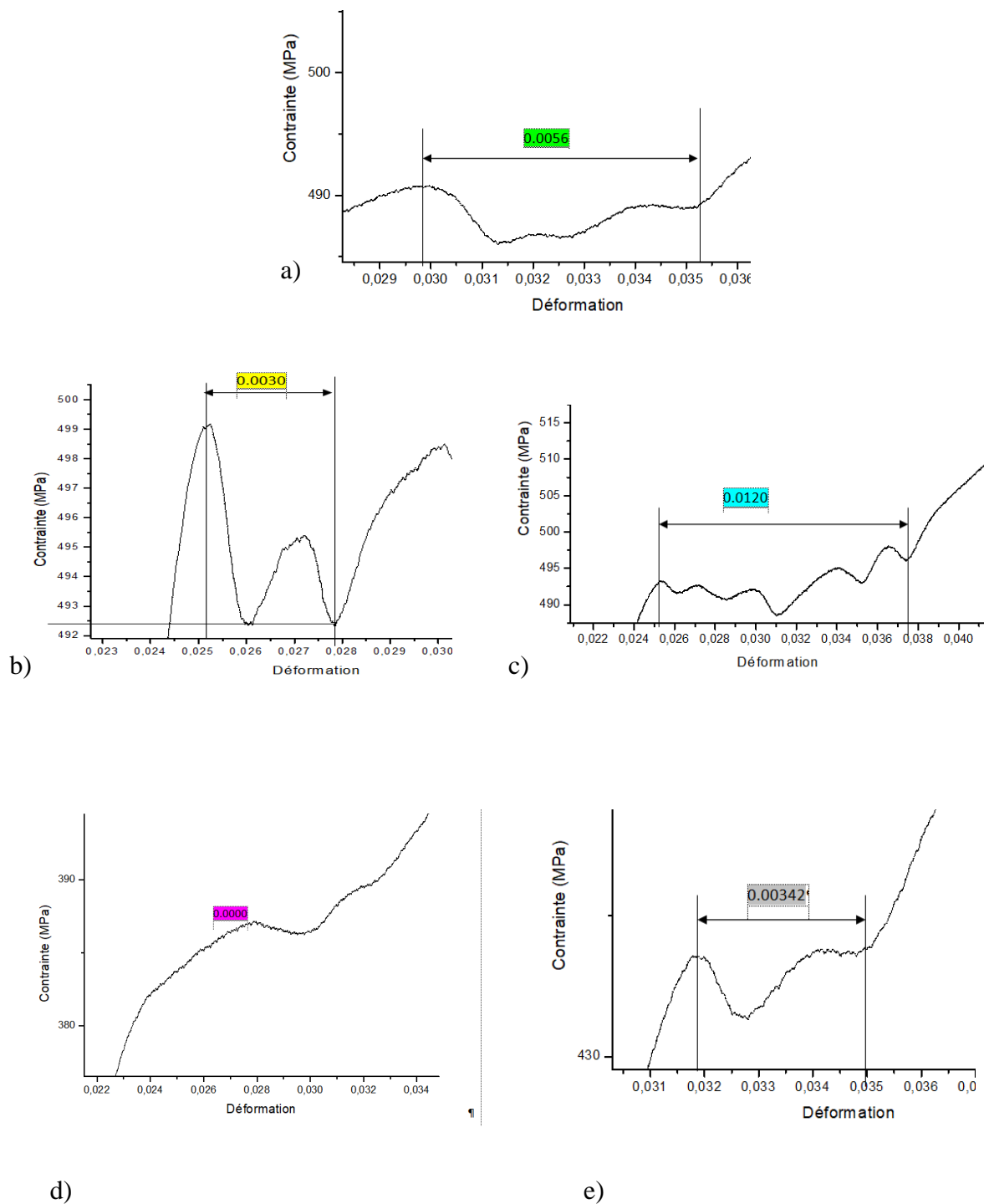


Figure IV.22 Zoom sur les paliers de PIOBERT de Lüders vu sur les Courbes de traction conventionnelles de l'acier API X52 a) Usinage, b) brunissage BB1, c) brunissage BB2, d) brunissage BB3, e) Brunissage BB4

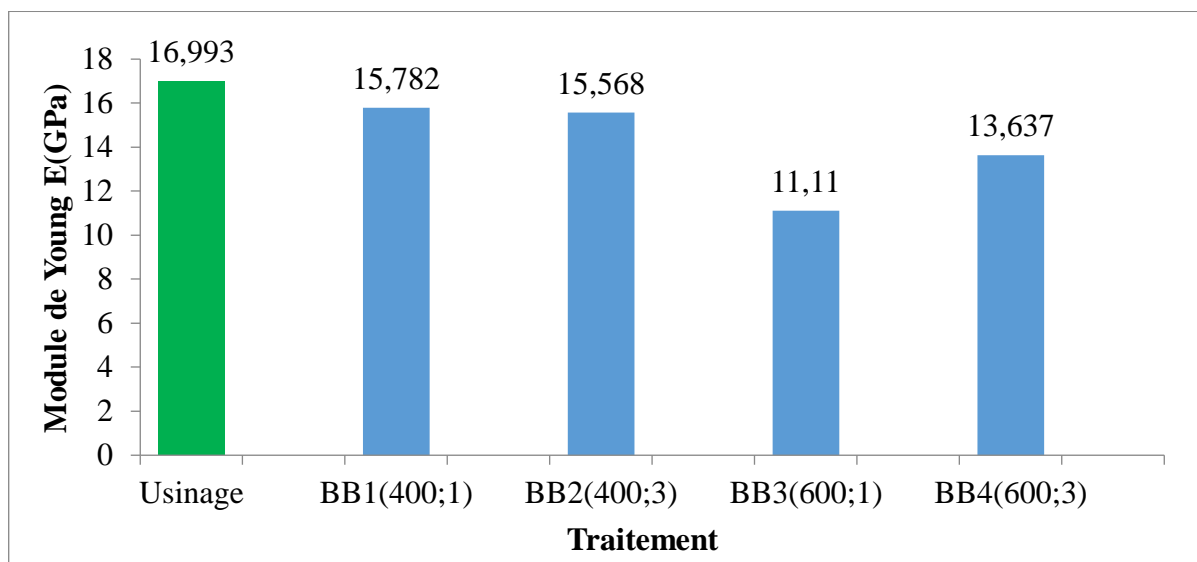


Figure IV.23 Influence du brunissage à bille sur le module de Young de l'acier API X52

L'interaction entre les deux paramètres (f et n_p) semble se traduire par un effet significatif lorsque la vitesse f est prise à son faible niveau (400mm/min), la chute est de l'ordre de 7,12% pour $n_p = 1$ et est de 8,30 % lorsque n_p le nombre de passe, passe à 3. En prenant l'état d'usinage comme référence, on remarque que le brunissage à bille affecte favorablement la limite élastique (R_e), lorsqu'il est réalisé avec le niveau bas de la vitesse ($f=400$ mm/min). Le maximum de l'effet 1,76 % est enregistré avec le minimum de nombre de passe (BB1) et se prononce moins lorsqu'on augmente le nombre de passe de 1 à 3 (BB2) (Figure IV.24).

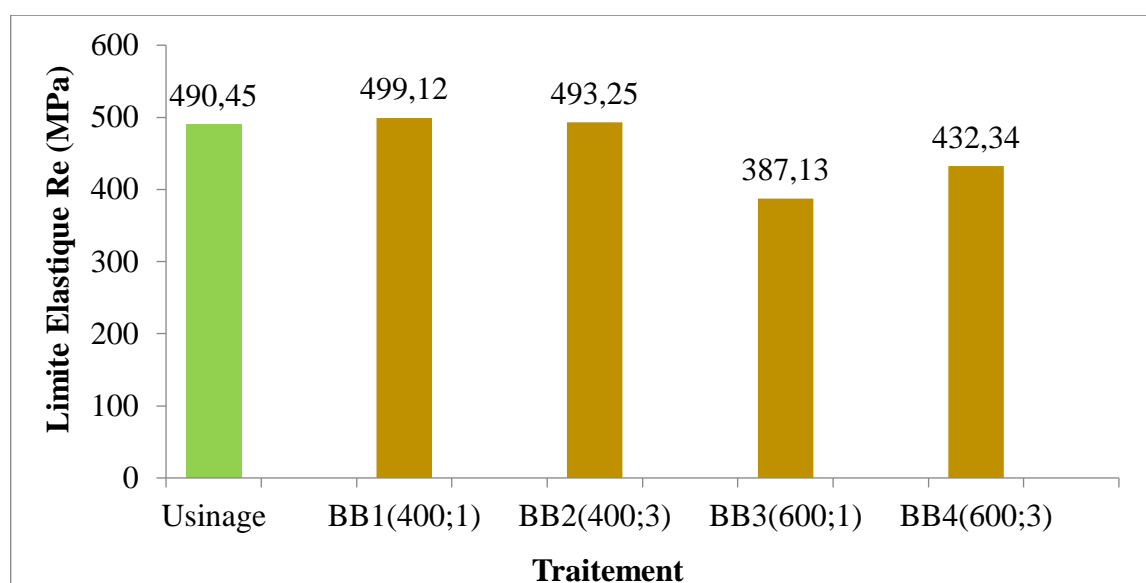


Figure IV.24 Influence du brunissage à bille sur la limite élastique de l'acier API X52

L'augmentation de la vitesse (f) n'arrange pas la limite élastique qui se voit chuter de 490,45 à 387,13 MPa lorsque $n_p = 1$ (BB3) et à 432,34 lorsque $n_p = 3$ (BB4)

Dans tout le plan d'expérience, les paramètres optimaux qui favorisent le mieux l'écroutissage des matériaux et par conséquent la limite élastique (R_e) sont $f=400\text{mm/min}$ et $n_p=1$ (condition BB1).

IV.6.5. Domaine plastique Homogène (écroutissage)

La Figure IV.25 montre l'effet du brunissage sur la résistance mécanique (R_m). Cet effet est le même que celui constaté sur la limite élastique du matériau. Selon la force appliquée, la résistance ultime à la traction peut diminuer ou augmenter par rapport à l'état d'usinage.

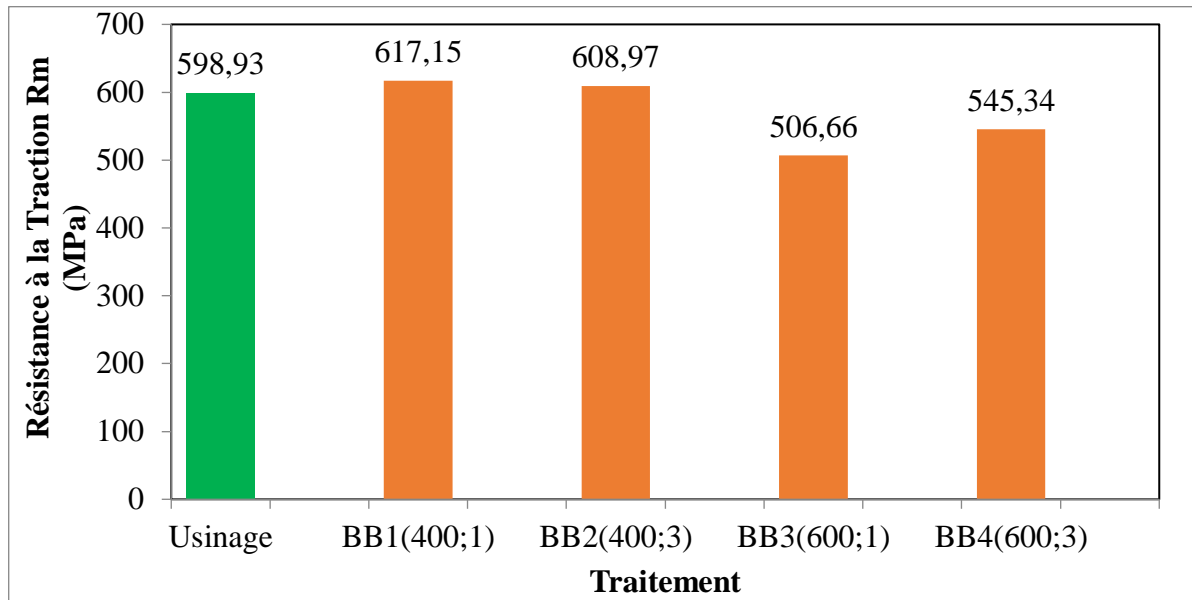


Figure IV.25 Influence du brunissage à bille sur la résistance à la traction de l'acier API X52

Il est clair que la combinaison de la vitesse au nombre de passe à un effet majeur sur le résultat de la résistance mécanique (R_m). Les éprouvettes brunies avec la faible vitesse sont plus résistantes que celle usinées. De plus pour les éprouvettes brunies avec la plus grande avance, à mesure que le nombre de passes augmente de 1 à 3, la contrainte maximale (R_m) augmente également tout en restant au-dessous de celle déduite de l'usinage. Cette influence du nombre de passes (n_p) est plus significative par rapport au brunissage au niveau bas de la vitesse (f). Ceci dénote bien l'existence d'une interaction entre les deux paramètres du brunissage à bille. À partir de cette recherche, la condition expérimentale optimale donnant la résistance maximale à la traction a été obtenue avec une vitesse de 400 mm/min et un nombre de passes de 1. La résistance à la traction maximale a augmenté jusqu'à 617,14 MPa soit une amélioration de 3,04%.

En réalisant le brunissage à bille en une seule passe, l'augmentation de la vitesse de brunissage ne donne pas le temps de bien écrouter le matériau qui lui fait perdre en résistance 15,40%. Cet

effet est légèrement atténué lorsque le nombre de passe (n_p) est considéré à 3 dans la mesure que la chute est réduite à 8,93%.

Dans toutes les conditions du brunissage le domaine caractéristique de la déformation homogène et par conséquent l'écrouissage du matériau s'est vu s'étendre sur une plage largement importante par rapport à celle de l'éprouvette usinée.

IV.6.6. Ductilité de l'acier API 5L X52

Au-delà de la résistance mécanique (R_m), le matériau développe un phénomène de striction où la déformation plastique se localise dans la zone médiane de l'éprouvette.

La Figure IV.26 montre la façon dont le brunissage à bille affecte la ductilité du matériau. Ainsi l'allongement à la rupture (A%) des éprouvettes brunies a également été mesuré pour évaluer l'effet des différents paramètres du brunissage et leurs interactions. On constate que l'allongement s'est amélioré mais à des degrés divers en fonction de la vitesse de brunissage et du nombre de passe avec lesquels la force de brunissage a été appliquée.

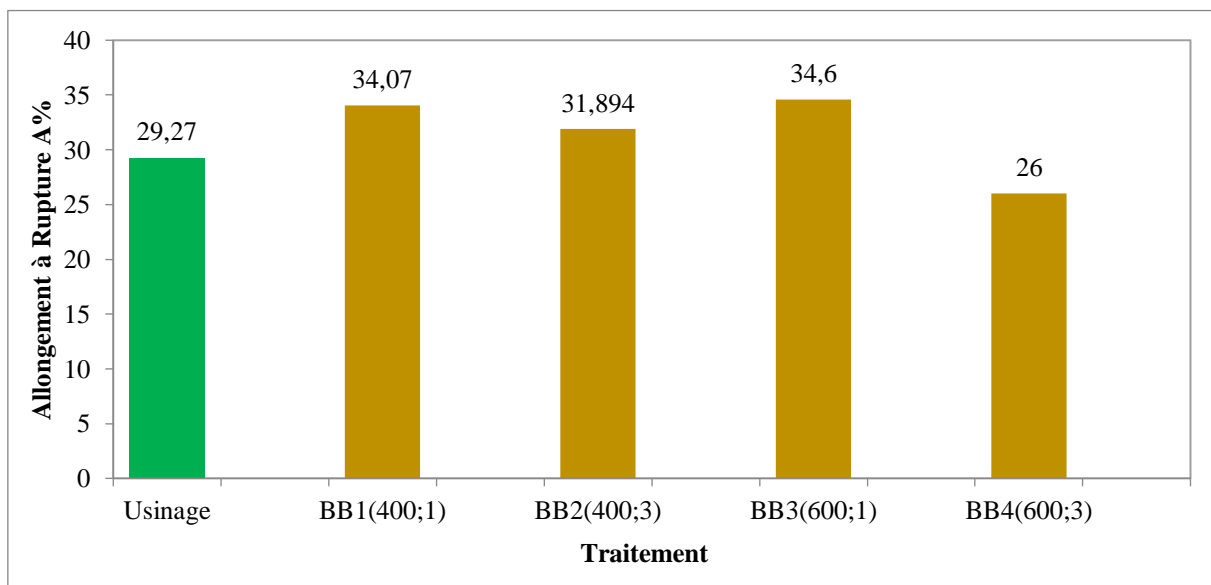


Figure IV.26 Influence du brunissage à bille sur l'allongement à rupture de l'acier API X52

Lorsque le niveau bas de la vitesse était utilisé, l'effet du nombre de passe est faible et l'allongement diminue à mesure que le nombre de passe augmente de 1 à 3 passes. Dans le cas de l'utilisation du niveau haut de la vitesse (f), on peut remarquer une diminution importante du pourcentage d'allongement entre 1 et 3 passes. Le fait d'appliquer le brunissage à grande vitesse et en le répétant 3 fois (BB4) réduit la ductilité du matériau par rapport à son état d'usinage de 11, 17%. Le brunissage en 1 passe favorise la ductilité pour les 2 niveaux de la vitesse. Le meilleur résultat est obtenu avec $f=600$ mm/min (BB3) où l'on gagne 16,74% sur le pourcentage d'allongement.

IV.6.7. Instabilité Plastique

La Figure IV.27 montre la déformation à partir de laquelle le matériau démarre une instabilité plastique se traduisant par le raccourcissement de la section de l'éprouvette (apparition du col). Pratiquement dans toutes les conditions où il est appliqué le brunissage à bille retarde le démarrage de l'instabilité plastique en comparant avec l'état de référence (usinage). Le plus grand retard est enregistré lorsque le brunissage est réalisé avec une vitesse de 600mm/min et une passe (BB3). Dans ce cas l'instabilité plastique démarre après un taux de déformation de 0,1773% contre 0,1477% lors de l'éprouvette usinée.

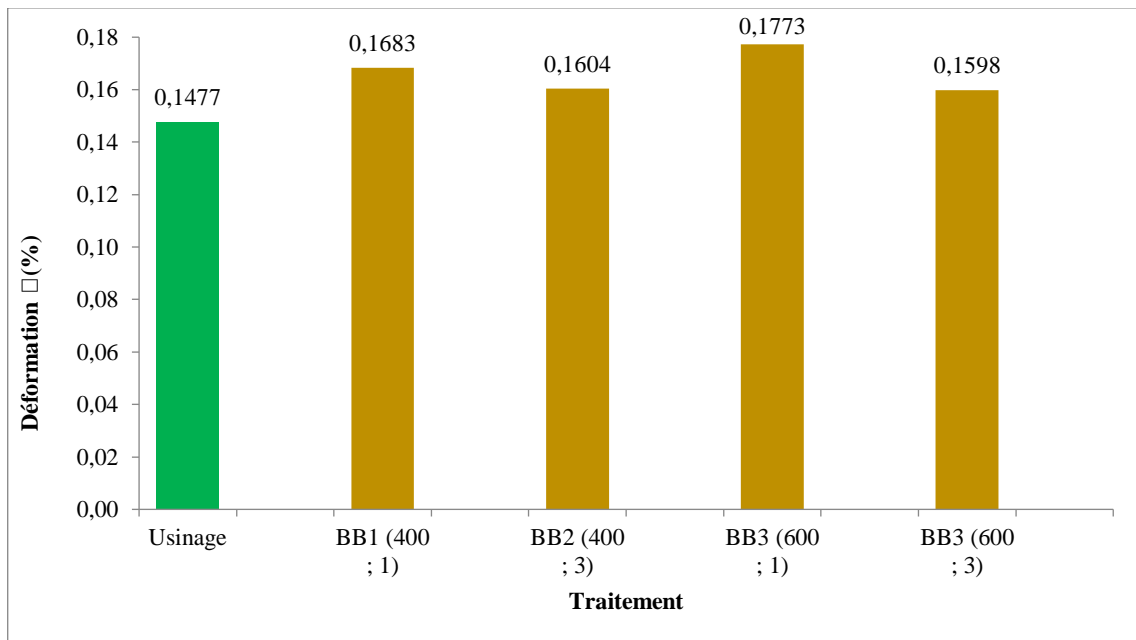


Figure IV.27 Influence du brunissage à bille sur l'instabilité plastique de l'acier API X52

A la force de brunissage appliquée (150N), le niveau bas du nombre de passes est le plus influent sur ce retard quel que soit la vitesse du brunissage.

Il semble que le retard du démarrage de l'instabilité plastique dépend des paliers de PIOBERT de Lüders qui se manifestent sur les éprouvettes lors de leurs sollicitations en traction. Plus la largeur du palier est grande, plus est poussée la déformation à l'instabilité plastique. En d'autres termes, l'érouissage perdure à compenser la contrainte appliquée. Ceci se traduit par l'étendue de la déformation entre le démarrage de l'instabilité (R_m) et le point de rupture (Figure IV.21).

IV.6.8. Aire sous la courbe et ténacité

On peut considérer la courbe traction qu'on obtient en général lorsque la vitesse de mise en charge est relativement faible, pour évaluer l'énergie nécessaire pour entraîner la rupture.

L'aire sous la courbe de traction représente l'énergie dépensée par unité de volume pour que l'éprouvette se rompe (Figure IV.28). Cette aire est déterminée par la relation suivante :

$$W = \int \sigma d\epsilon \dots\dots\dots(IV.5)$$

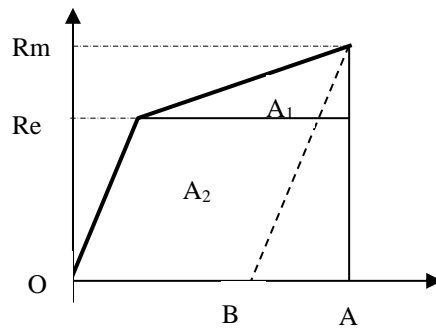


Figure IV.28 Modélisation géométrique de la courbe traction pour l'évaluation de l'aire

Pour les matériaux ductiles, on peut évaluer approximativement cette énergie en calculant l'aire (A) du polygone O.Re.R_m.A. En tenant compte du retour élastique et par conséquent l'énergie restituée B.R_m.A qu'on néglige, l'aire du polygone sera définie par la somme des deux aires (A₁ et A₂) tel que :

$$A_1 = \frac{OA(R_m - R_e)}{2} \quad (IV.6)$$

$$A_2 = OA \cdot R_e \quad (IV.7)$$

$$\text{Soit ; } A = A_1 + A_2 = OA \left(\frac{R_m - R_e}{2} \right) \quad (IV.8)$$

Du point de vue **qualitatif**, les courbes nominales de traction (Figure IV.21) enregistrées après le brunissage à 400mm/min couvrent de plus importantes surfaces que celles de l'éprouvette usinée. De ce fait, on peut considérer que le brunissage favorise la meilleure ténacité lorsqu'il est pratiqué au niveau bas de la vitesse (BB1 et BB2). En augmentant ce paramètre à 600mm/min (BB3 et BB4), Le matériau voit sa ténacité chuter vu la réduction de l'aire sous la courbe. Pour les deux niveaux (haut et bas) de la vitesse, l'augmentation du nombre de passes (de 1 à 3) tend à réduire l'aire sous la courbe de traction et par conséquent la ténacité du matériau se trouve réduite. Dans tout le domaine d'étude envisagé, La ténacité optimale est obtenue avec les paramètres du brunissage évalués à $f=400\text{mm/min}$ et $n_p = 1$ (BB1).

IV.6.9. Réduction de la section

La Figure IV.29 montre la réduction maximale de la section (A_f/A_0) qui caractérise le phénomène de la striction du matériau au moment de la rupture.

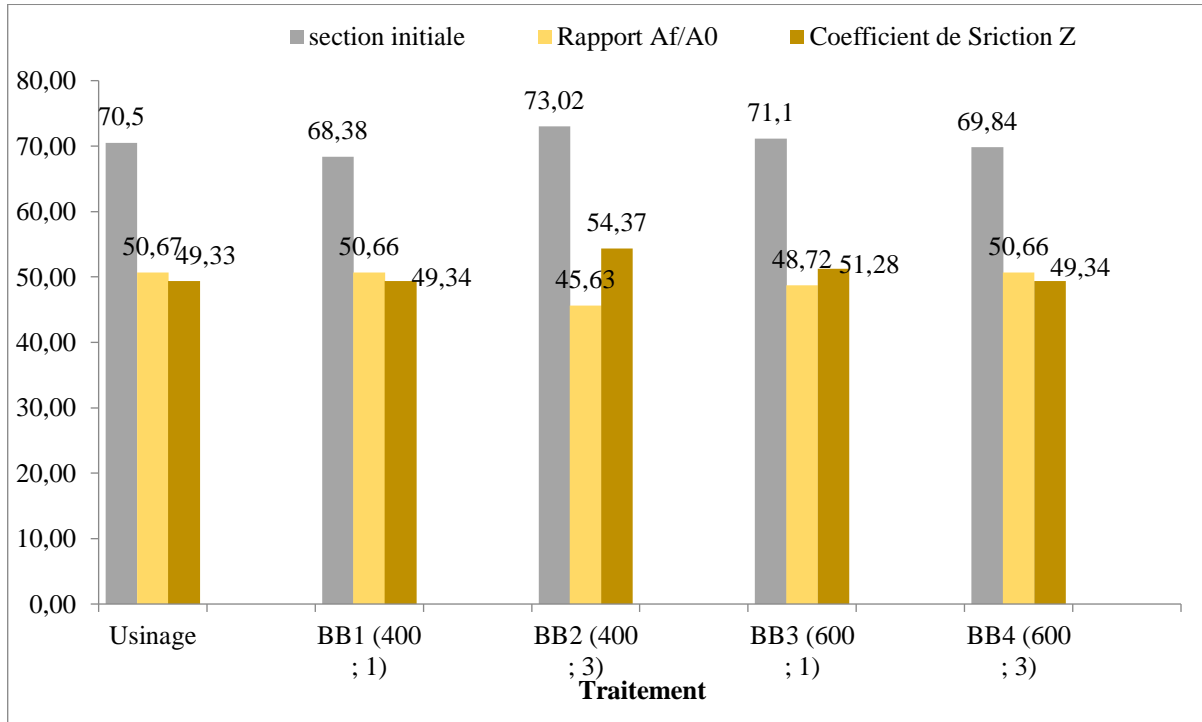


Figure IV.29 Influence du brunissage à bille sur la striction de l'acier API X52

On peut voir qu'à l'état d'usinage, la section finale est réduite d'environ la moitié (50,67%) de la surface initiale de l'éprouvette. En appliquant le brunissage avec la force de 150N et sous diverses conditions de la vitesse et du nombre de passes ; l'on remarque un rapport (A_f/A_0) quasi identique dans les conditions BB1 (400 ; 1) et BB2 (600 ; 3). Par ailleurs, le nombre de passe peut potentiellement interagir avec la vitesse du brunissage où le rapport (A_f/A_0) peut-être affecté à différents degrés. En effet ce paramètre (n_p) peut permettre une vitesse (f) lente (BB1) pour fournir la plus grande réduction de section et par conséquent la striction du matériau (ductilité). En contrepartie le niveau haut du nombre de passe ($n_p = 3$) est plus apprécié du point de vue interaction avec la vitesse rapide ($f=600$ mm/min) du brunissage pour augmenter le rapport de section (BB4) respectivement.

Une autre façon d'évaluer l'instabilité subite par la déformation plastique du matériau lorsqu'il est soumis à un essai de traction est de calculer le coefficient de striction (Eq. IV.9).

$$z = \frac{S_0 - S_f}{S_0} \cdot 100\% \quad (\text{IV. 9})$$

Où S_0 est la section initiale et S_f est la section finale de l'éprouvette.

Selon la Figure IV.29 on constate que le brunissage à bille avec une vitesse de 400 mm/min et trois passes (BR2) offre la capacité la plus élevée du matériau à se déformer avant de se rompre. Le coefficient de striction est augmenté de 10,21 % par rapport à l'état d'usinage. La faible

ductilité caractérisée par le faible coefficient de striction résulte des conditions extrêmes du brunissage c'est-à-dire lorsque les paramètres (f et np) du brunissage sont combinées entre eux avec les niveaux bas (BB1) et haut (BB4).

IV.6.10. Courbes rationnelles

IV.6.10.1. Introduction

L'objectif de ce travail est d'étudier l'effet du brunissage à billes sur les propriétés de l'acier API X52 et d'évaluer le coefficient de durcissement (n) ainsi que la capacité du matériau à subir une déformation plastique en surface.

IV.6.10.2. Définitions des courbes rationnelles

Sur un diagramme de traction conventionnel, la contrainte maximale admissible, c'est-à-dire la résistance à la traction, est une valeur nominale car elle ne tient compte que de la section initiale S_0 ($R_m = \sigma_{\max} = F_{\max}/S_0$) de l'éprouvette testée. Par conséquent, elle n'intervient pas dans les calculs de déformation plastique car la section varie dans le temps. Enfin, une vraie contrainte (σ_v) est définie comme la charge appliquée liée à la section instantanée $S = S(t)$.

$$\sigma_v = \frac{F}{S} \quad (\text{IV.10})$$

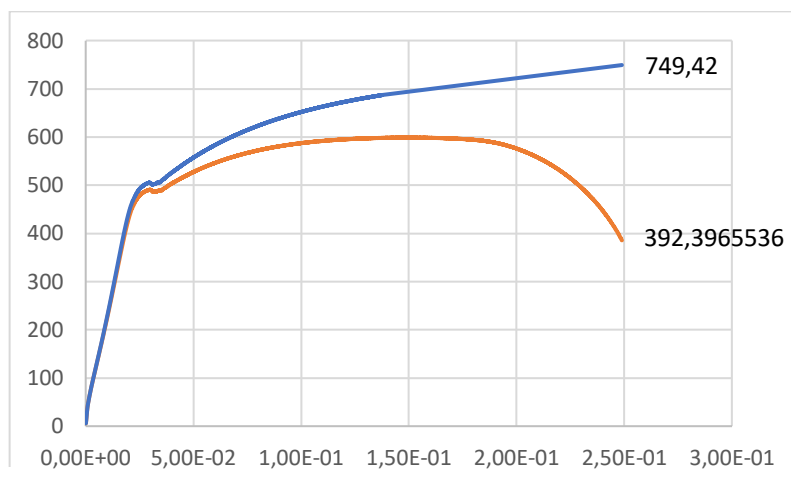
Lorsque les déformations sont infiniment petites ($\varepsilon \approx 0$) et en considérant que le volume reste constant, on définit :

$$\sigma_v = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (\text{IV.11})$$

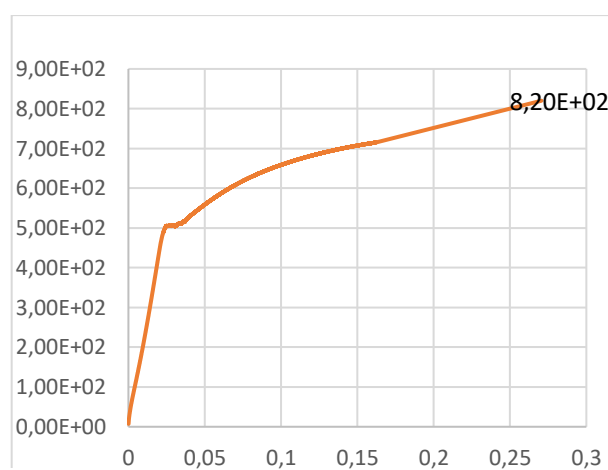
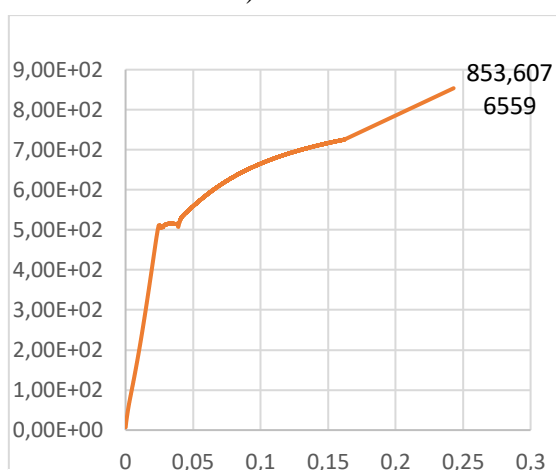
De plus, la déformation instantanée (relative) sera ainsi définie à partir d'un allongement (dl) de petite amplitude à n'importe quel moment (t). Dans ce cas, la vraie déformation sera :

$$\varepsilon_r = \ln(1 + \varepsilon) \quad (\text{IV.12})$$

Figure IV.30 montre des illustrations graphiques des courbes de tractions sous diverses conditions de brunissage.

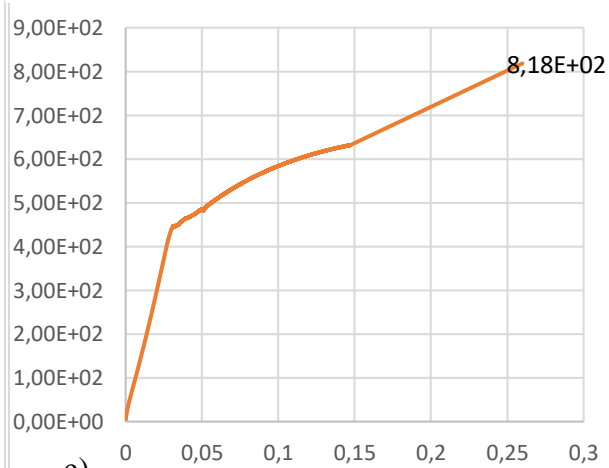
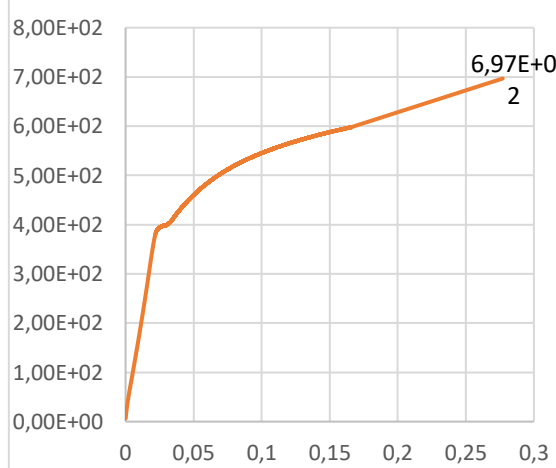


a)



b)

c)



d)

e)

Figure IV.30 Courbes rationnelles de traction de l'acier API X52

IV.6.10.3. Modélisation de la courbe contrainte-déformation en traction

En ce qui concerne les déformations plastiques homogènes (avant l'émergence de la striction), on peut évaluer le phénomène de durcissement en utilisant la courbe de traction

rationnelle : Les zones plastiques de toutes les courbes avant la striction des éprouvettes peuvent être ajustées avec le modèle d'écouissage le plus utilisé est celui proposé par Ludwik (Eq IV.13).

$$\sigma_v = \sigma_0 + k(\epsilon_r)^n \quad (\text{IV.13})$$

Où : σ_v est la contrainte vraie,
 σ_0 est la limite d'élasticité,
 k est l'indice de résistance,
 ϵ_r est la déformation plastique rationnelle
 Et n est coefficient d'écouissage.

Le coefficient d'écouissage caractérise la déformation (homogène) rationnelle distribuée qu'un matériau peut subir et la capacité à distribuer cette déformation uniformément. Ce coefficient peut-être mis en linéarisant l'Eq.IV.13 soit :

$$\ln(\sigma_v) = \ln(\sigma_0) + \ln(k) + n \ln(\epsilon_r) \quad (\text{IV.14})$$

Le graphique de l'Eq.IV.14 est une droite pour laquelle : la pente définit directement le coefficient d'écouissage (n), alors que l'indice de résistance est défini par : $K = e^b$

La Figure IV.31 montre comment le brunissage affecte le coefficient d'écouissage (n) déduit des courbes rationnelles. Ainsi, pour les échantillons fraisés, le coefficient d'écouissage est égal à $n_f = 0,2192$, tandis que sous l'effet du brunissage à bille, ce coefficient est augmenté à $n_b = 0,222$ à $0,2446$ selon les conditions du traitement, ce qui signifie que le matériau est plus renforcé (écroui). A l'exception de la condition BB2 (400 mm/min ; 1 passe où l'effet du traitement n'a pas renforcé le durcissement du matériau usiné une chute de 2,6%. Pour la condition optimale BR4 (600 ; 3) l'amélioration sur le (n) peut atteindre 11,6 %.

On peut dire que le traitement de brunissage a un effet significatif sur le coefficient d'écouissage (n) du matériau. Cette augmentation de n indique que le traitement de brunissage rend le matériau plus susceptible à l'écouissage. Cela se manifeste par une hausse de la capacité du matériau à résister à la déformation plastique.

En analysant les données plus en détail, on peut faire les observations suivantes

L'influence du nombre de passe (n_p) est plus significative lorsque le brunissage est appliqué à grande vitesse (f). A un niveau bas de f (400 mm/min), une augmentation de n_p (de 1 à 3) fait chuter le coefficient d'écouissage jusqu'à une valeur inférieure à l'état d'usinage. Cependant en appliquant le procédé avec le niveau haut de f (600), l'augmentation du nombre de passe est optimalement appréciable.

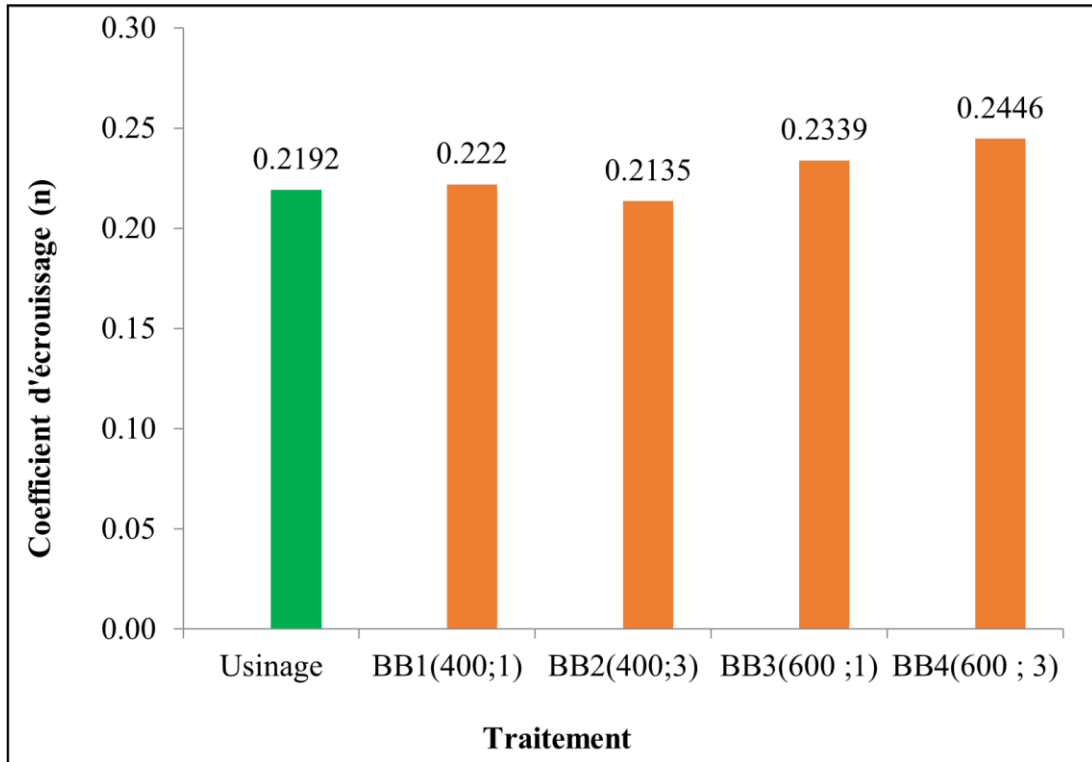


Figure IV.31 Effet du brunissage sur l'écrouissage de l'acier API X52

IV.6.11. Résistance au choc

L'essai de résilience (voir I.3.2) a été réalisé sur des éprouvettes entaillées en V et d'une section de $0,60 \text{ cm}^2$. La mise en œuvre de certaines d'entre-elles a été limitée à l'état d'usinage alors que d'autres ont en plus subi un traitement de brunissage avec les paramètres optimisés ($P_y=150\text{N}$; $f=600\text{mm/min}$; et $n_p=1$) vis-à-vis les réponses Ra et Hv.

Dans les deux cas de la mise en œuvre les essais ont été réalisés dans une gamme de température de -30 à $+30^\circ\text{C}$ (Tableau IV.6).

Tableau IV.6 Résultat de l'essai de résilience

	T= -30°C		T= -0°C		T= $+30^\circ\text{C}$	
	KCV (J)	KCV _s (J/ cm ²)	KCV (J)	KCV _s (J/ cm ²)	KCV (J)	KCV _s (J/ cm ²)
Usiné	6,8	111,17	12,7	207,64	15	245,24
Bruni	4	59,94	6,23	101,90	13,06	216,90

La résistance (KCV) est généralement mesurée par le module de résilience, qui est l'énergie de rupture absorbée par le matériau. Il est apparu que plus la hauteur de remontée du pendule est faible plus l'énergie d'impact est élevée et plus le matériau est tenace.

I On constate clairement que l'absorption d'énergie peut-être principalement influencée par l'état microstructural et la taille du grain du matériau, ainsi que par l'aspect de surface en termes de rugosité et de dureté que peut entraîner un traitement de surface tel que le brunissage. Il en va de même pour la température à laquelle le matériau est soumis à la sollicitation, ce qui peut influencer son comportement lors de la transition ductile-fragile et donc sa durabilité. Effectivement, les changements de température peuvent provoquer des modifications microstructurales, comme la croissance des grains, les modifications de phase et les mouvements de dislocations. Ces modifications peuvent modifier les processus de déformation du matériau, ce qui a un impact sur sa capacité à absorber de l'énergie. Le comportement du matériau sous l'influence de la température est illustré dans la figure IV.32. Il est évident que malgré l'amélioration de l'état de surface causée par le brunissage, qui se manifeste par une diminution de la rugosité et une augmentation de la micro-dureté, le matériau absorbe moins d'énergie lors de la rupture par rapport à son état d'usinage. A -30°C , l'énergie est réduite de 46%. Sous une température de 0°C cette perte est rendue à 51%. En augmentant la température d'essai à $+30^{\circ}\text{C}$, la chute d'énergie est réduite à seulement 11,55%

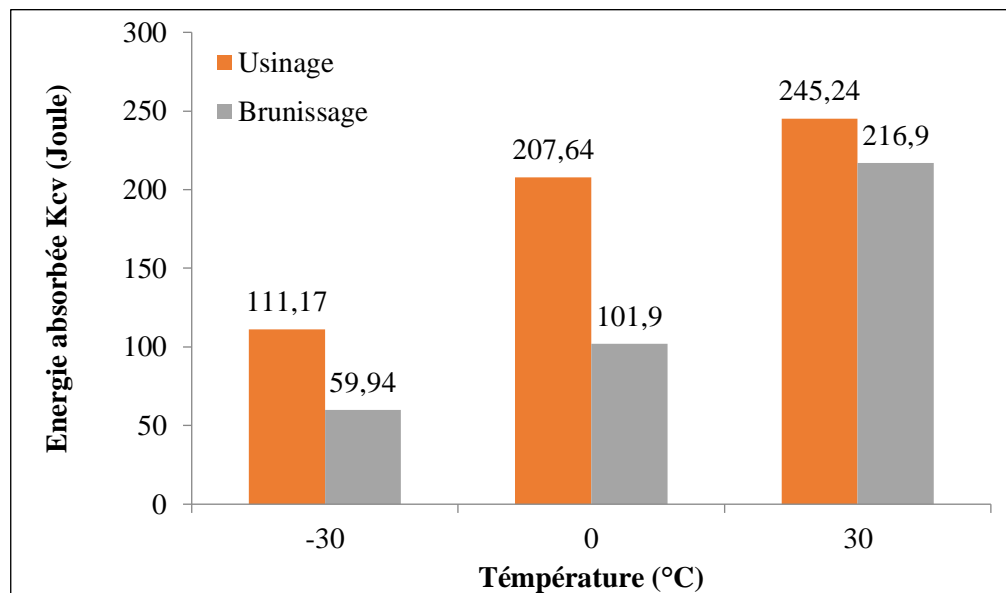


Figure IV.32 Effet du brunissage sur la résistance au choc

En se fixant comme critère de transition ductile-fragile, le niveau moyen d'énergie absorbée; la TTDF du matériau à l'état d'usinage semble se manifester à environ -6°C . Toutefois à l'état de brunissage cette transition est poussée à une température de $+4^{\circ}\text{C}$. Dans la partie ductile, l'énergie absorbée par le matériau bruni évolue avec une pente plus raide de telle manière que l'écart d'énergie requise pour les deux états de mise en œuvre du matériau va en diminuant au

fur et mesure que la température augmente (Figure IV.33). C'est donc que ce TMS retrouve ces avantages lorsque le matériau est ductile où la déformation plastique est plus aisée pour écrouir davantage le matériau et le rendre plus tenace.

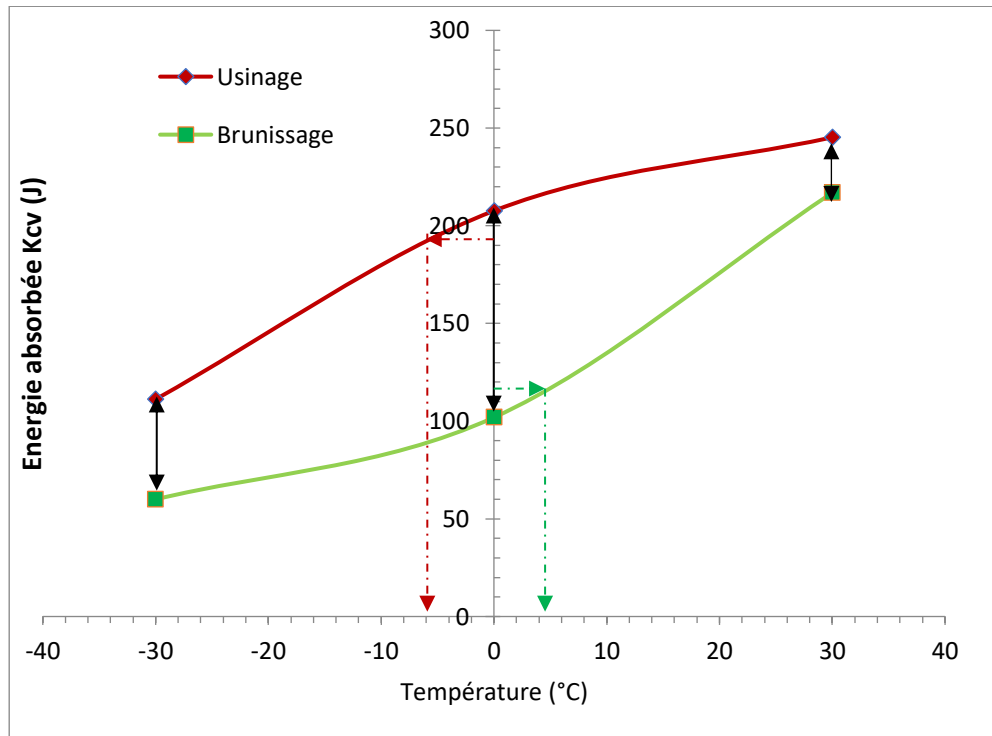


Figure IV.33 Variation de l'énergie requise pour rompre une éprouvette Charpy

Pour mener cette approche quantitative, il est essentiel de connaître la ténacité K_{IC} du matériau. Cependant, il est difficile de relier de manière simple l'énergie de rupture KCV mesurée par essai Charpy à la ténacité K_{IC} . En effet, il convient de mettre en évidence plusieurs distinctions essentielles entre ces deux mesures :

L'énergie de rupture (KCV) est un paramètre global qui ne dépend pas directement des variables locales, car elle résulte de la combinaison de l'énergie de déformation plastique et de l'énergie de rupture. Bien que la précision de ces formules empiriques varie considérablement selon le matériau, et qu'il n'existe pas de corrélation universelle couvrant tout le domaine de transition, plusieurs approches peuvent être distinguées.

Dans le cas le plus simple, Barsom et Rolfe (1970)[96] ont mis en évidence une corrélation entre la ténacité K_{IC} déterminée suivant les exigences de la norme ASTM E399 et l'énergie de rupture KCV d'une éprouvette de résilience à entaille en V au palier ductile supérieur des courbes de transition. Cette expression s'écrit comme suit (Eq. IV.15):

$$\text{Rolfe et Barsom } K_{IC} = 0.646 (KCV)^{3/4} \quad (\text{IV.15})$$

En adoptant cette relation, les valeurs calculées du K_{IC} pour l'état d'usinage s'avèrent en dessus de celles obtenues après que le matériau ait subi le brunissage (Fig. IV.29).

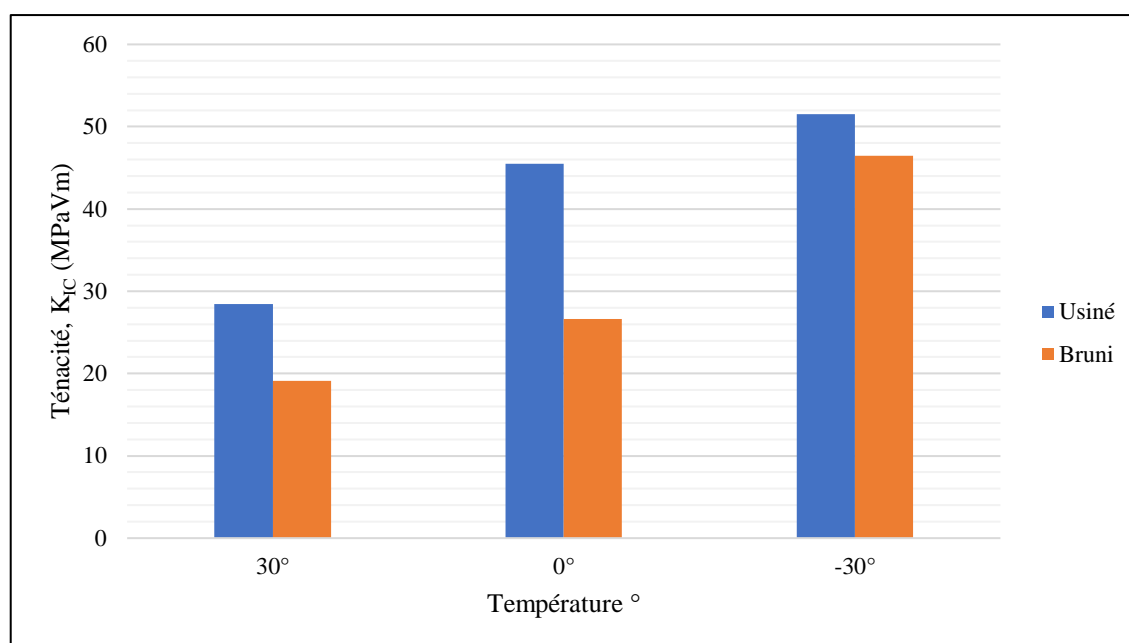


Figure IV.34 Evolution du facteur d'intensité des contraintes critique avec la température

Le plus grand écart (41,42%) entre les ténacité est enregistré sous une température de 0°C. Au-delà de cette température, la tendance semble s'inverser et le brunissage semble récupérer en ténacité de telle manière que la réduction s'est rendue à 9,87%% sous une température de 30°C.

Tableau IV.7 Résultat de la corrélation entre K_{IC} ET KCV

	T=-30°C		T=-0°C		T=+30°C	
	KCV (J)	K_{IC} (MPa√m)	KCV (J)	K_{IC} (MPa√m)	KCV (J)	K_{IC} (MPa√m)
Usiné	6,8	28,4661269	12,7	45,4778041	15	51,5246607
Bruni	4	19,1201674	6,23	26,6570896	13,06	46,441269

IV.7. Conclusion

Le brunissage est un procédé de TMS pouvant agir sur la rugosité, la micro-dureté, et par conséquent la résistance à l'usure, la résistance à la corrosion et les propriétés mécaniques de l'acier API 5L X52. L'impact de ce traitement sur la rugosité et la micro-dureté a été évalué à l'aide d'un plan d'expérience complet 33 et de l'analyse de la variance (ANOVA).

Les résultats ont indiqué que les différents paramètres de brunissage avaient un effet significatif sur la rugosité et la micro-dureté. Les tests ont démontré une réduction considérable de la rugosité de surface moyenne, avec une diminution d'environ 96,98 %. La vitesse de brunissage (f) avait l'effet le plus marqué sur la rugosité. Parallèlement, une augmentation notable de la micro-dureté moyenne, augmentant en moyenne d'environ 15,24 %, a été observée, avec le nombre de passes (np) ayant l'effet le plus significatif sur la micro-dureté. Des modèles prédictifs basés sur la méthodologie des surfaces de réponse (RSM) ont été élaborés afin de prédire R_a et μH_v . Leur validation a montré des coefficients de détermination R^2 de 92,28 % pour la rugosité et de 90,31 % pour la micro-dureté. Une optimisation multi-objective a été dégagée à partir de l'analyse de la fonction de désirabilité (DFA) a révélé le meilleur compromis entre la rugosité, la micro-dureté. Lors d'un brunissage avec une force de brunissage de 150 N, une avance de brunissage de 600 mm/min et un nombre de passes de 1. Dans cette étude, il a été prouvé que le brunissage a un effet bénéfique sur la résistance à la corrosion de l'acier API 5L X52 dans une solution de NaCl. Le brunissage réduit généralement la densité de courant de corrosion (i_{cor}) et augmente la RP, indiquant une meilleure résistance à la corrosion. Le meilleur résultat a été obtenu après un brunissage avec une avance de 400 mm/min et 3 passes) où la RP a été augmentée de 442,53%. Dans ces mêmes conditions d'application, le brunissage n'a pas montré d'effets positifs vis-à-vis la résistance à l'usure. En appliquant le procédé avec 400 mm/min, la chute de la résistance a été allégée à 42,25%. Les résultats des essais de traction révèlent une influence significative du brunissage à bille sur les caractéristiques mécaniques de l'acier API 5L X52. Par exemple, la limite élastique varie notablement, allant de 387,13 MPa à 499,12 MPa selon les paramètres de brunissage. L'observation des phénomènes de PIOBERT-Lüders révèle des changements dans le comportement du matériau sous traction, avec des variations selon les conditions de brunissage. Par exemple, l'instabilité plastique débute après un taux de déformation de 0,1773% avec un brunissage à 600 mm/min et une passe.

Le domaine élastique du matériau est altéré par le brunissage, engendrant des modifications dans la limite d'élasticité et la rigidité. Les plus fortes baisses du module de Young sont enregistrées lors du brunissage à la vitesse la plus élevée (600 mm/min), avec une réduction de 34,62% pour une seule passe et de 19,74% lorsque le nombre de passes augmente à 3. Quant à la résistance ultime à la traction R_m augmente jusqu'à 617,14 MPa avec un brunissage à 400 mm/min et une seule passe. L'allongement à la rupture diminue de 11,17% après un brunissage à 600 mm/min et trois passes, tandis qu'il augmente de 16,74% à la même vitesse mais avec une seule passe.

Des différences importantes dans la résistance au choc sont observées entre les éprouvettes usinées et brunies dans les conditions optimales $P_y=150\text{N}$; $f=600\text{mm/min}$ et $n_p=1$, en fonction de la température. Globalement, les éprouvettes brunies montrent une résilience inférieure à celles usinées, surtout à des températures plus basses. Cependant, à mesure que la température augmente, cette différence tend à diminuer, suggérant que le brunissage peut offrir des avantages en termes de résilience à des températures plus élevées. Le brunissage est un procédé efficace pour améliorer les caractéristiques de surface, la résistance à l'usure, la résistance à la corrosion et les propriétés mécaniques de l'acier API 5L X52.

Chapitre V Simulation du processus de
brunissage

V.1. Introduction

La caractérisation du comportement des matériaux face à divers phénomènes (traction, fatigue, etc.) reposait principalement sur l'expérimentation. Ces techniques, bien que précieuses, présentent des limites. Elles peuvent fournir des indications insuffisantes aux ingénieurs chargés du calcul et de la mise en service des structures. En effet, un écart subsiste souvent entre les valeurs théoriques (calculées) et les valeurs expérimentales (mesurées). De plus, les essais expérimentaux, bien qu'offrant une réponse globale, manquent souvent de détails à l'échelle locale. Ils s'avèrent également gourmands en ressources, nécessitant du matériel, de la matière première et du temps pour la préparation et la mise en service des équipements. Ces facteurs impactent le coût des opérations d'essais. C'est dans ce contexte que les modélisations numériques et analytiques s'imposent comme une alternative plus économique. De nombreux logiciels performants ont vu le jour, permettant d'obtenir les caractéristiques recherchées ainsi que de multiples informations à différentes étapes du processus. La confrontation des résultats de simulation avec ceux des essais expérimentaux enrichit l'analyse et offre une compréhension plus fine du comportement des matériaux. L'analyse par éléments finis est une méthode informatisée pour prédire comment un produit réagit lorsqu'il est exposé aux forces pratiques, aux vibrations et à d'autres effets physiques. Il montre si une pièce se cassera, se fissurera, s'usera ou fonctionnera en toute sécurité pour le but et dans les conditions de travail pour lesquelles elle a été conçue. Pour obtenir un modèle plus général du processus, il est nécessaire d'obtenir une représentation claire des principaux mécanismes de déformation. Ce chapitre explore l'impact du brunissage sur les contraintes et les déformation plastique sur l'acier X52, en s'appuyant sur des simulations par éléments finis (FEM).

V.2. Description

Dans cette étude, Un modèle tridimensionnel (3D) a été utilisé pour simuler le brunissage à billes, en utilisant des éléments finis (EF). Pour l'analyse EF, on choisit un modèle de matériau élasto-plastique. La simulation permet d'analyser les résultats expérimentaux du traitement de surfaces planes par brunissage à bille. Pendant cette étude, une précharge normale de 150 N, une avance de 600 mm/min et une seule passe, effectuée par la bille, sont maintenues pendant la simulation. Cette situation a été identifiée lors des tests expérimentaux comme la valeur optimal qui garantit la meilleure qualité de surface de l'acier API 5L X52. On suppose que lors du brunissage à bille est initialement mise en contact sur la surface de la pièce à travailler et

ensuite roulée pour produire une surface brunie. Cette approche est utilisée dans la présente étude pour évaluer les valeurs des contraintes de Von Mises et leurs profondeurs ainsi que la déformation plastique produite par le procédé. Le modèle EF du matériau de la pièce sous la forme d'une plaque et d'une bille est utilisé pour prédire les contraintes de Von Mises en dessous de la zone traitée. Pour simuler le comportement du matériau, une analyse de contact a été réalisée en définissant une paire de contacts rigide-flexible entre la bille et le matériau de la pièce. Afin d'évaluer l'effet du brunissage sur les couches du matériau.

V.2.1. Conduite de la simulation

La simulation numérique permet de visualiser en ligne le comportement du métal dans sous l'action de l'outil et de mener des analyses quasi quantitatives sur des modèles représentatifs de pièces réelles. Ces techniques ont encouragé l'utilisation de logiciels industriels pour simuler les essais, qui peuvent remplacer entièrement ou en partie l'expérimentation coûteuse. Ces approches nous permettent d'éviter la création de prototypes et nous facilitent la prise de décision, ce qui permet de gagner du temps et des coûts. Il est évident que les approches « réelle » et « virtuelle » se complètent et que les prédictions réalisées par les mathématiques et la programmation se confirment mutuellement. De la même manière, il est essentiel de mettre en œuvre des méthodes numériques pour utiliser le modèle mathématique tel quel.

V.2.2. Méthodologie

La simulation a été réalisée à l'aide du logiciel de simulation par EF ABAQUS version explicite. Conformément aux étapes suivantes :

La création du modèle en 3D de la pièce et de la bille a été effectuée en prenant en considération les dimensions de l'expérience. Le modèle créé est une représentation géométrique en trois dimensions des deux éléments. Pour rendre la simulation plus facile, diminuer le temps de calcul et réduire les erreurs, l'outil de brunissage à bille est généralement perçu comme une bille rigide. La forte disparité de dureté entre la bille de brunissage et la pièce en API 5L X52 justifie cette supposition. On considère que la bille de galetage est de type "analytical-rigid", avec un point de référence RP associé pour appliquer la force de brunissage et gérer son mouvement.

Les propriétés mécaniques du matériau, telles que le module d'élasticité, le coefficient de Poisson et les propriétés plastiques, sont définies dans ABAQUS

Dans le module step la simulation du brunissage s'est faite en deux étapes

Step 1 Contact : Application de la force de brunissage.

Step 2 Déplacement - Roulement de la bille le long de l'axe x sur la longueur de la pièce.

Les différentes parties du modèle, telles que la pièce et la bille de brunissage, doivent être assemblées dans le module assembly de façon à garantir une interaction optimale pendant la simulation.

Interaction : La bille de brunissage est considérée comme la surface maîtresse (master), tandis que la pièce est définie comme la surface esclave (slave), une distinction cruciale pour comprendre leurs interactions. Le modèle "surface à surface" est utilisé pour simuler le contact entre la bille et la pièce, renforçant ainsi les conditions de contact près des nœuds esclaves. La méthode de contact appliquée entre la pièce et la bille est celle du "finite-sliding", permettant le décollement, le glissement et la rotation des surfaces des deux corps tout en suivant de manière continue les parties de la surface maîtresse en contact avec chaque nœud de la surface esclave pendant le mouvement de la bille. Le contact normal entre les surfaces en contact est décrit par la formulation de "hard contact" intégrée dans ABAQUS. (Figure V.1).

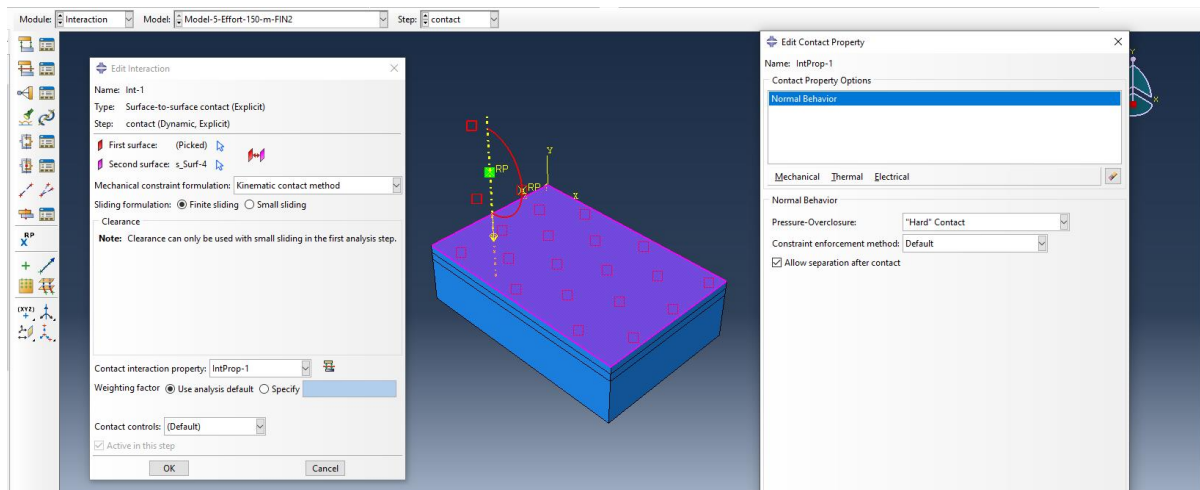


Figure V.1 Interaction entre la bille et la pièce

Maillage : Le volume de la pièce a été divisé en petits EF de type C3D8R.

Le maillage utilisé dans la simulation de la pièce avec trois couches le long de l'axe y est ces trois partitions distinctes ont un maillage fin, moyens et grossier :

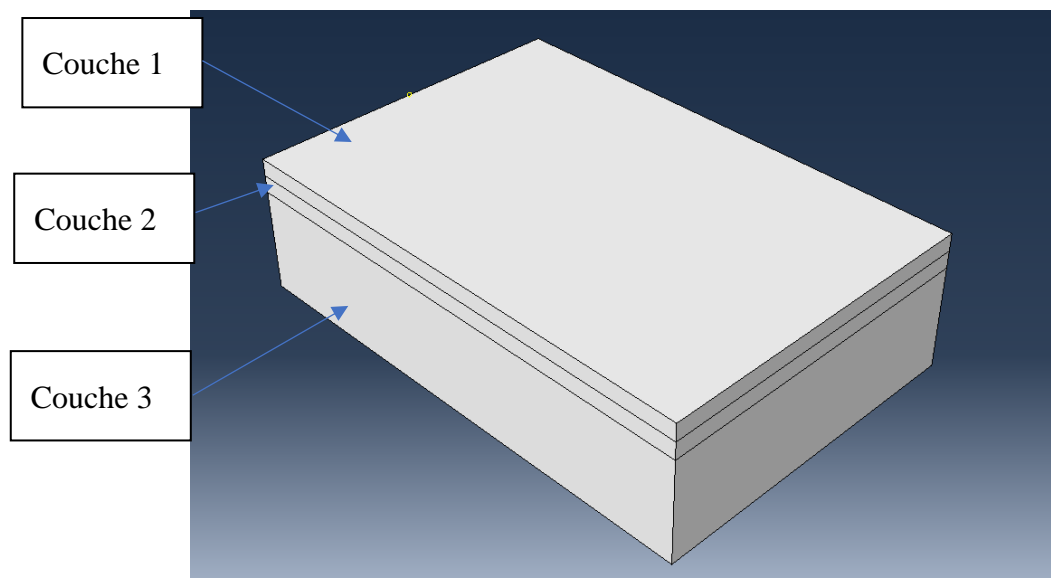


Figure V.2 Partition de la pièce

La première partition représente la première couche de 1 mm de profondeur. Des éléments de petite taille, soit 0.1 mm, ont été sélectionnés pour cette partition afin de saisir avec précision les détails fins de la surface de cette couche. Cette représentation précise des caractéristiques de surface et des variations locales représenté sur la Figure V.2.

La deuxième partition correspond à la deuxième couche, située entre 1 et 2 mm de profondeur (le long de l'axe y). Dans cette zone, des éléments légèrement plus grands, avec une taille de 0.2 mm, ont été utilisés. Cette taille d'élément plus grande permet de maintenir une résolution adéquate tout en réduisant le nombre total d'éléments dans le modèle, ce qui contribue à optimiser l'efficacité de la simulation.

Enfin, la troisième couche englobe le reste de la pièce. Les éléments dans cette zone ont une taille plus grande (2 mm), cette taille est indispensable afin de limiter l'étude à la surface (aux

couches) où se produit l'érouissage (

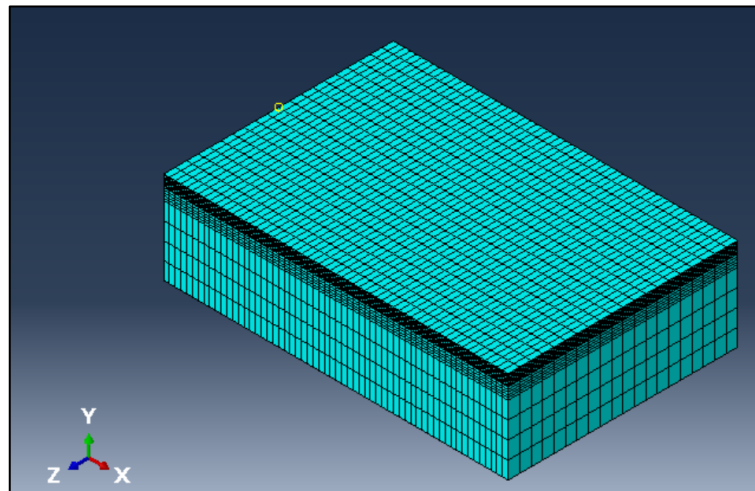


Figure V.3).

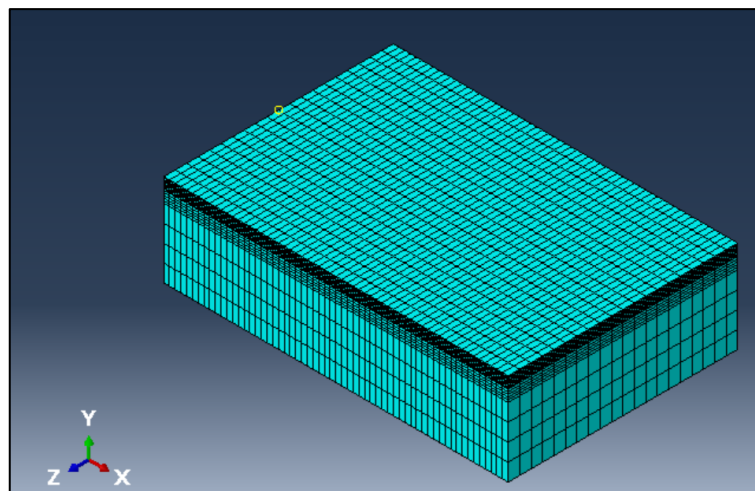


Figure V.3 Maillage de la pièce

Conditions aux limites : Les conditions aux limites correspondant aux essais expérimentaux sont définies dans le tableau V.1

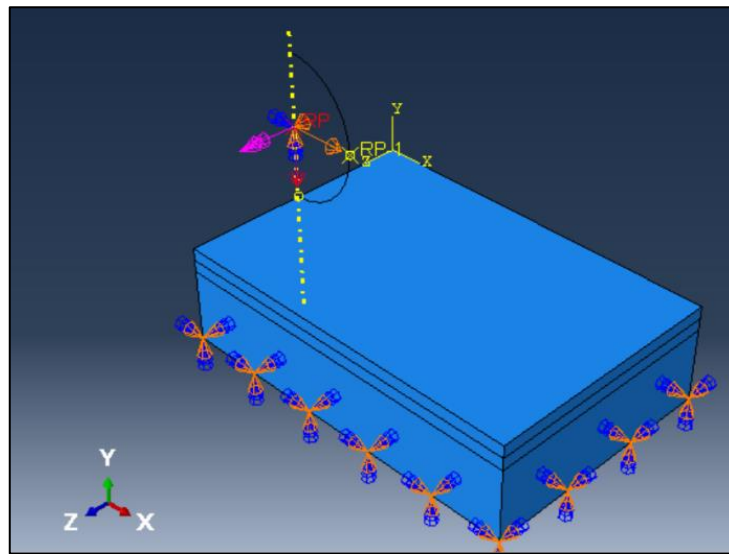


Figure V.4 Conditions aux limites

Tableau V.1 Conditions aux limites

	U1	U2	U3	UR1	UR2	UR3
Pièce (encastéré)	0	0	0	0	0	0
Bille	30	0	0	Libre	Libre	Libre

- ❖ Pièce brunie : Encastrement : La pièce brunie sera encastérée au niveau de la couche 3, ce qui signifie qu'elle n'aura aucun degré de liberté (DDL).
- ❖ Bille : La bille est libre en rotation
- ❖ Déplacement le long de l'axe X : La bille aura un DDL de translation le long de l'axe X (sur la longueur de la pièce).
- ❖ Chargement par une force ponctuelle via un point de référence (RP) (le point RP étant au centre de la bille).
- ❖ Résolution : Le système d'équations aux dérivées partielles issu de la formulation EF sera résolu.
- ❖ Post-traitement : Les résultats de la simulation (contraintes, déformations) seront obtenus.
- ❖ Résultats : Les résultats ont montré que la contrainte de von Mises atteignait une valeur supérieure à la limite d'élasticité du matériau, indiquant ainsi que l'ensemble de l'aspérité ainsi qu'une grande zone en dessous étaient dans un état de déformation plastique. Cependant, la résistance à la traction maximale du matériau n'était pas atteinte, ce qui

suggère que la pièce n'était pas endommagée. Dans cette simulation, la contrainte maximale moyenne de Von Mises sous charge a été mesurée à 598.9 MPa, avec une déformation plastique de 0,22,. Cependant, la contrainte maximale n'a pas atteint la limite maximale, ce qui confirme que la pièce reste structurellement intacte. Pour évaluer l'impact du brunissage sur la profondeur et la distribution des contraintes dans le matériau, une analyse par cheminement (Path) (Figure V.3) en profondeur a été réalisée..

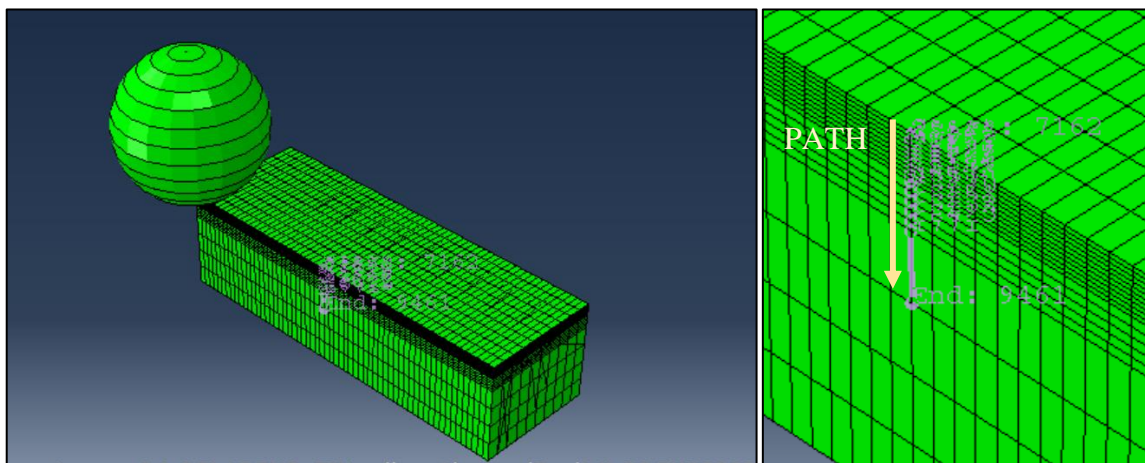


Figure V.5 Configuration de Path

Les Figure V.6 et V.7, montrent que la contrainte diminue progressivement avec la profondeur. Cela suggère que l'effet du brunissage s'atténue avec la distance à la surface et que les couches plus profondes subissent des contraintes moins importantes. Il ressort de cette analyse que la

profondeur affectée par le brunissage à bille est de l'ordre de 1,5 mm, cette valeur est en bonne corrélation avec celle observée expérimentalement.

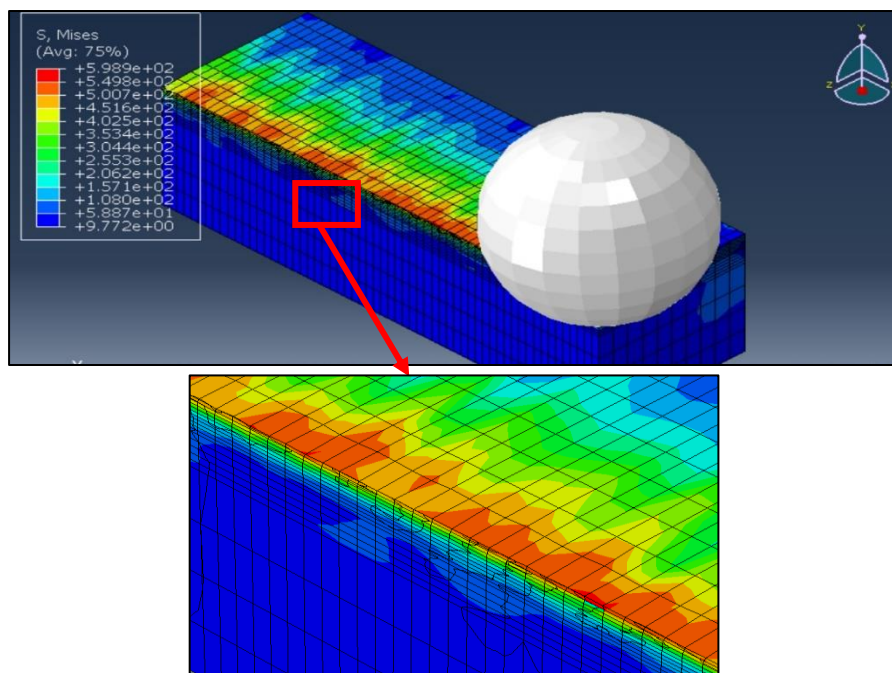


Figure V.6 Résultat Von Mises ABAQUS

La déformation plastique, représentée par la valeur PE (Déformation principale max), atteint une valeur maximale de 0,09422 sur la couche supérieure (Figure V.8 et V.9). Cette valeur élevée indique une déformation plastique importante dans cette zone, ce qui confirme l'impact localisé du brunissage.

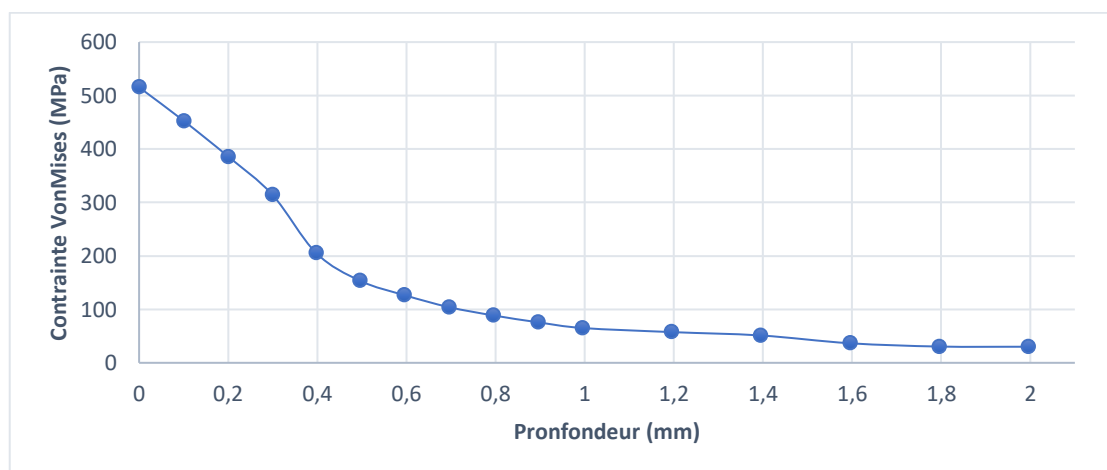


Figure V.7 Contrainte de Von Mises en fonction de Profil de la profondeur de brunissage

La déformation plastique diminue rapidement avec la profondeur et devient nulle pour une profondeur de 0,5 mm (

Figure V.9). La déformation plastique est principalement concentrée dans les couches superficielles et s'atténue rapidement dans les couches plus profondes. Cependant, il est important de noter que cette analyse ne prend pas en compte certains facteurs influençant la profondeur et la distribution des contraintes, tels que la rugosité de la surface initiale ou les propriétés thermique du matériau.

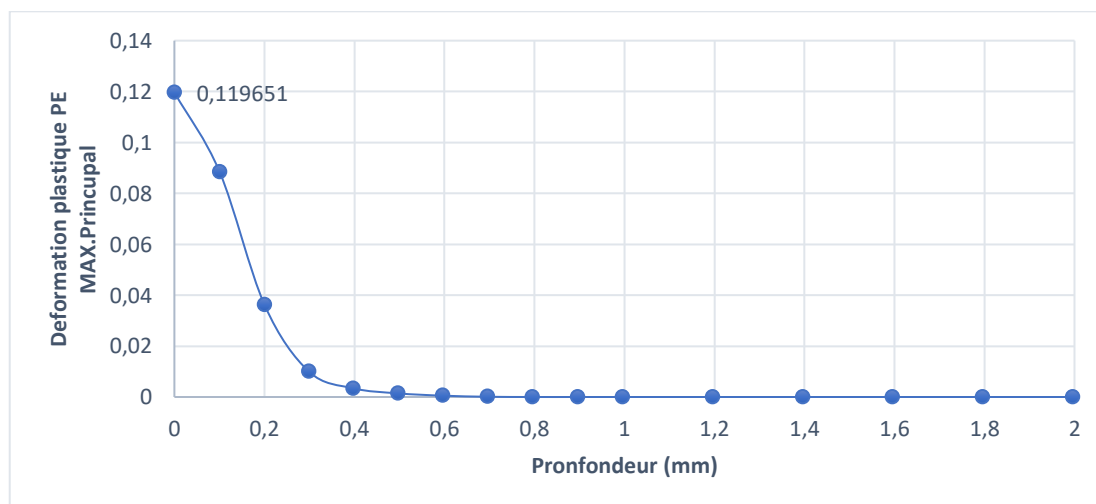
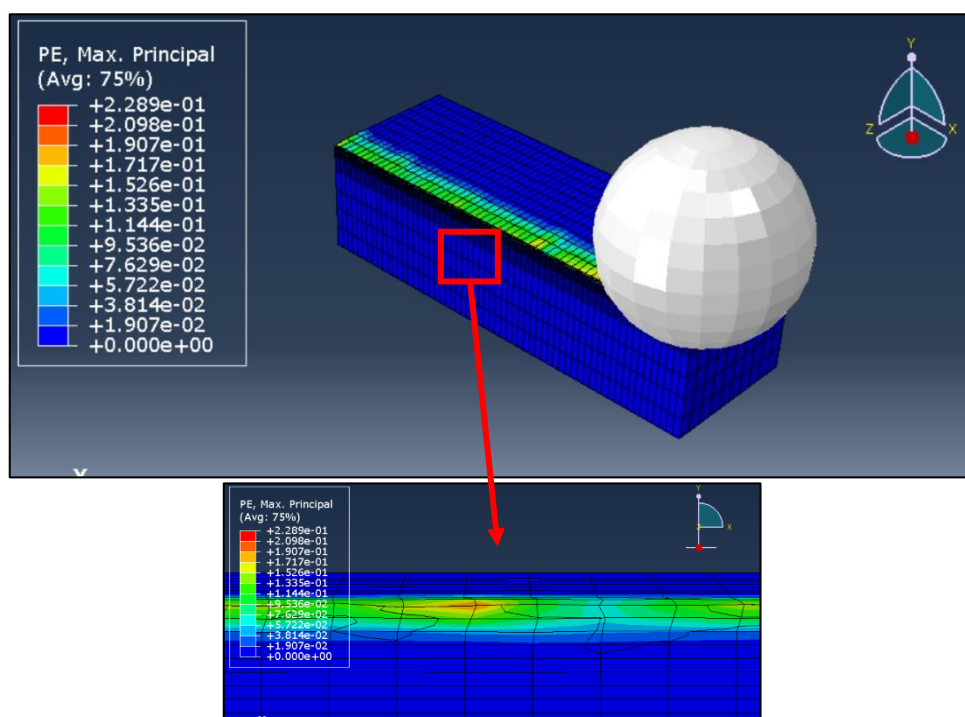


Figure V.9 Déformation plastique PE en fonction de Profil de la profondeur de brunissage

V.3. Conclusion

L'analyse des contraintes pendant et après le processus de brunissage par simulation FEM a été cruciale pour comprendre les effets de ce traitement de surface sur le matériau. Les résultats obtenus ont permis de tirer plusieurs conclusions importantes :

L'effet du brunissage est plus prononcé près de la surface traitée et diminue avec la profondeur dans le matériau. Cela indique que les couches plus profondes subissent des contraintes moins importantes. La valeur maximale de la contrainte de Von Mises, atteignant 598.9 MPa, dépasse la limite élastique du matériau, confirmant ainsi une déformation plastique dans la couche superficielle et une profondeur de 1,5 mm. Cette information souligne l'importance de prendre en compte les contraintes induites par le brunissage lors de la conception et de l'utilisation des pièces traitées.

Le brunissage induit une déformation plastique dans la couche superficielle du matériau. La profondeur de cette déformation plastique est de 0.5 mm, ce qui signifie que seule la couche externe du matériau est affectée par le processus de brunissage.

En résumé, l'utilisation de la simulation par EF permet une analyse de l'impact du brunissage sur les contraintes et les déformations du matériau.

Conclusion générale et perspectives

Dans différents domaines industriels, la détérioration des pipes représente un défi majeur, souvent causée par des contraintes mécaniques, électrochimiques et tribologiques. Il est essentiel de saisir l'influence de la qualité de surface sur ces phénomènes afin de développer des matériaux plus résistants. De nos jours, cette qualité de surface peut résulter d'un TMS pouvant offrir des solutions prometteuses pour améliorer les caractéristiques mécaniques du matériaux, ouvrant ainsi la voie à des applications plus durables et efficaces dans l'ingénierie des surfaces mécaniques.

Le brunissage consiste simplement à écraser les crêtes dans les creux des aspérités d'usinage. Cela entraîne une déformation plastique des couches superficielles, ce qui entraîne une amélioration de la rugosité et une augmentation de la micro-dureté. Cependant, le résultat est propre à la nature et aux conditions d'utilisation du procédé

Dans le cadre de cette thèse, une conception et le développement d'un dispositif de brunissage à bille ont été présentés. Ce dispositif conçu pour le brunissage de surfaces planes ou cylindriques opère par frottement de roulement des billes interchangeables de différents diamètres. Il offre plusieurs avantages clés, notamment la facilité et la rapidité de montage et de la partie active de l'outil.

Le dispositif a été expérimenté pour le TMS de l'acier API 5L X52 classé comme un acier à Haute Limite Élastique (HLE) destiné à la fabrication des pipes au niveau de la TSS du complexe d'El-Hadjar Annaba, Algérie.

L'étude des effets du brunissage sur cet acier a été principalement conduite avec trois paramètres à savoir : - la force de brunissage (P_y), la vitesse de brunissage (f) et le nombre de passes (n_p). – pour évaluer impact sur l'état de surface (rugosité, la micro-dureté) et par suite sur diverses caractéristiques, telles que la résistance à la traction, aux chocs à l'usure et à la corrosion.

Un conception expérimentale de pleine expérience, Les modèles prédictifs basés sur la méthodologie des surfaces de réponse, l'ANOVA ont permis de déterminer les paramètres optimaux de brunissage pour atteindre un compromis entre différentes caractéristiques et la contribution de chaque facteur.

A l'issu de cette étude les principales conclusions peuvent être apportées :

- L'étude de la conception et la fabrication ont été sanctionnée par un dépôt de brevet qui s'avère d'une grande utilité pour le secteur industriel où l'on cherche une optimisation technico-économique des projets de fabrication.
- Initialement, la rugosité de surface moyenne (R_a) était mesurée à $2,82 \mu\text{m}$, tandis que la micro-dureté (μHV) avait une valeur de $187 \mu\text{Hv}$. Après le brunissage, la rugosité moyenne a été réduite jusqu'à $96,90\%$, se situant entre $0,068 \mu\text{m}$ et $0,097 \mu\text{m}$. En parallèle, la micro-dureté a augmenté jusqu'à $217,68 \mu\text{HV}$, soit une augmentation de $15,78\%$. Les résultats obtenus ont démontré un impact significatif des paramètres de brunissage sur les propriétés étudiées qui lui permettent d'être une alternative aux procédés de finition sans enlèvement de copeaux pour améliorer les propriétés mécaniques des pièces métalliques.
- L'utilisation de l'analyse de variance (ANOVA) a permis d'évaluer précisément ces effets. Les modèles de régression mathématique développés à partir sur de la méthodologie des surfaces de réponse (RSM) ont été développés pour permis de prédire la rugosité et la micro-dureté, avec une validation satisfaisante eu égard aux coefficients de détermination R^2 de $92,28 \%$ et $90,31\%$ respectivement.
- En outre, l'analyse de la fonction de désirabilité (DFA) a permis d'optimiser de manière multi-objective la rugosité et la micro-dureté. Les paramètres d'optimisation multi-objective s'avèrent : $P_y = 150\text{N}$, $f = 600\text{mm/min}$ et $n_p = 1$.
- Le brunissage a permis pour réduire la densité de courant de corrosion (i_{cor}) et augmenter la RP, traduisant ainsi une amélioration de la résistance à la corrosion. Le meilleur résultat a été enregistré pour l'échantillon, traité avec une avance de 400mm/min et 3 passes, où la RP a augmenté de $442,53\%$. Toutefois n'a pas eu d'effet positif sur la résistance à l'usure. Quoique le seule effet positif a été obtenu lorsque le procédé a été conduit avec une avance de 400mm/min et une seule passe a permis de réduire la taux d'usure de $42,25\%$ par rapport à l'état d'usinage.

- De leurs côtés, toutes les propriétés mécaniques de traction ont été impactées de manière positive par le brunissage à bille. Dans pratiquement toutes les combinaisons entre les paramètres du brunissage, la limite élastique, la résistance à la traction et la ductilité ont été observées à la hausse. Le comportement ductile est d'autant conservé que le brunissage est conduit avec le niveau bas du nombre de passes et haut de la vitesse. Dans ces conditions, l'allongement à rupture du matériau peut gagnée jusqu'à 16,74%. Par ailleurs, une augmentation de 3,04% pouvait être atteinte sur la résistance à la traction maximale, allant jusqu'à 617,14 MPa, lorsque le procédé est réalisé avec le niveau bas de la vitesse.
- La résistance au choc résultant de l'essai de résilience sur des éprouvettes traitées par brunissage dans les conditions optimale ($P_y=150N$; $f=600\text{mm/min}$ et $n_p=1$) n'a pas montré d'augmentation notable par rapport à l'usinage notamment à basse température. Toutefois, les courbes de l'énergie absorbées ont montré qu'avec l'augmentation de la température, le brunissage à bille améliore la ductilité du matériau à tel point qu'il absorbe une quantité d'énergie pour se rompre qui tend à être du même ordre de grandeur que celles observé pour le cas d'usinage.
- La simulation par EF permet d'analyser l'impact du brunissage sur les distribution des contraintes et de comprendre ses effets sur le matériau. Il ressort de cette analyse que le brunissage à bille affecte une couche allant jusqu'à 1,5 mm où les contraintes et les déformation sont maximales en surface et tendent à diminuer au fur et à mesure que l'on s'approche du cœur du matériau.

En conclusion, le brunissage se révèle être un procédé efficace, rentable et respectueux de l'environnement pour améliorer les performances des composants mécaniques, offrant des solutions pour relever les défis liés à la dégradation des pipes dans divers secteurs industriels. Les recherches menées dans le cadre de cette thèse contribuent à une meilleure compréhension des effets du brunissage sur les propriétés des matériaux et ouvrent la voie à des applications plus durables et efficaces dans l'ingénierie des surfaces mécaniques.

En perspective à cette étude il est envisageable de :

- Elargir le plan d'expérience en intégrant d'autres facteurs d'entrée tel que l'état initial de la surface, le diamètre de la bille, les techniques de lubrification, la stratégie du brunissage pour plus d'analyse des effets du procédé.
- Mener une investigation par observation au MEB pour mieux comprendre l'aspect phénoménal du procédé, les contraintes résiduelles et les mécanismes mis en jeu à une échelle plus fine.
- Explorer la tenue en fatigue due à la fluctuation du liquide transporté dans les pipes et la possibilité d'améliorer leur ténacité.

Références

- [1] Cosham A, Hopkins P. A new industry document detailing best practices in pipeline defect assessment. Fifth International Onshore Pipeline Conference, Amsterdam, 2001.
- [2] Siciliano F, Stalheim DG, Gray JM. Modern high strength steels for oil and gas transmission pipelines. Proceedings of the Biennial International Pipeline Conference, IPC, vol. 3, 2009. <https://doi.org/10.1115/IPC2008-64292>.
- [3] Godefroid LB, Cândido LC, Toffolo RVB, Barbosa LHS. Microstructure and mechanical properties of two Api steels for iron ore pipelines. Materials Research 2014;17. <https://doi.org/10.1590/S1516-14392014005000068>.
- [4] Denys R. Pipeline Technology, Volumes I and II 1995.
- [5] Heidersbach R. Metallurgy and Corrosion Control in Oil and Gas Production. John Wiley and Sons; 2010. <https://doi.org/10.1002/9780470925782>.
- [6] Institute AP. API 5L Specification for line pipe. Api Spec 5L 2007;Forty Four.
- [7] Bár J, Melecký J, Rábl V. Seamless pipes grade X52 according to API 5L for sour service. 17th International Metallurgical and Materials Conference, METAL 2008 - Proceedings, 2008.
- [8] Lavigne O, Kotousov A, Luzin V. Microstructural, mechanical, texture and residual stress characterizations of X52 pipeline steel. Metals (Basel) 2017;7. <https://doi.org/10.3390/met7080306>.
- [9] Pluinage G. Mechanical properties of a wide range of pipe steels under influence of pure hydrogen or hydrogen blended with natural gas. International Journal of Pressure Vessels and Piping 2021;190. <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2020.104293>.
- [10] Modern Physical Metallurgy and Materials Engineering. 1999. <https://doi.org/10.1016/b978-0-7506-4564-5.x5000-9>.
- [11] Hosford WF. Mechanical behavior of materials. vol. 9780521846707. 2005. <https://doi.org/10.1017/CBO9780511810930>.

- [12] William D. Callister, David G. Rethwisch. Fundamentals of Materials Science and Engineering: An Integrated Approach (Fifth Edition). Wiley 2015.
- [13] Mechanical behavior of materials. Choice Reviews Online 2009;46. <https://doi.org/10.5860/choice.46-6830>.
- [14] Fenner RT, Reddy JN. Transformations of Stress and Strain. Mechanics of Solids and Structures, 2020. <https://doi.org/10.1201/b11931-14>.
- [15] Springer Handbook of Materials Measurement Methods. 2006. <https://doi.org/10.1007/978-3-540-30300-8>.
- [16] Saunders H. Deformation and fracture mechanics of engineering materials. Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME 1985;107. <https://doi.org/10.1115/1.3264456>.
- [17] ASTM Standards. ASTM: A370 /ASME SA-370 Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products1. American Society for Testing and Materials 2016.
- [18] Huda Z. Mechanical behavior of materials. Fundamentals, Analysis, and Calculations. Mechanical Behavior of Materials 2022.
- [19] ASTM International, West Conshohocken P. ASTM D6110-18 Standard Test Method for Determining the Charpy Impact Resistance of Notched Specimens of Plastics. Astm 2017.
- [20] Davim JP. Book Review: Advanced Machining Processes of Metallic Materials by Wit Grzesik. International Journal of Machining and Machinability of Materials 2009;5. <https://doi.org/10.1504/ijmmm.2009.023401>.
- [21] LEBON N, TAPIE L. Intégrité de surface en usinage - Application à la prothèse dentaire conjointe, Base documentaire , Technique de l'ingénieur. Technologies Biomédicales 2020. <https://doi.org/10.51257/a-v1-med7320>.
- [22] Olivier BARRAU. Étude Du Frottement Et De L'usure D'acier À Outils De Travail À Chaud, Thèse de doctorat. Institut National Polytechnique de Toulouse, 2004.
- [23] Taamallah O, Hamadache H. Effet des traitements mécaniques de surface (tms) sur l'érouissage et la ténacité d'un acier, mémoire magistère. Université Badji Mokhtar Annaba, Annaba, 2012.

- [24] Petropoulos GP, Pandazaras CN, Davim JP. Surface texture characterization and evaluation related to machining. *Surface Integrity in Machining*, 2010. https://doi.org/10.1007/978-1-84882-874-2_2.
- [25] Ghodake A. P, Rakhade R.D, Maheshwari A.S. Effect of Burnishing Process on Behavior of Engineering Materials- A Review. *IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering* 2013;5. <https://doi.org/10.9790/1684-0550920>.
- [26] Van Gorp A, Bigerelle M, Grellier A, Iost A, Najjar D. A multi-scale approach of roughness measurements: Evaluation of the relevant scale. *Materials Science and Engineering C* 2007;27. <https://doi.org/10.1016/j.msec.2006.09.041>.
- [27] Fitriatun E. BS EN ISO 14577-2:2002 - Metallic materials — Instrumented indentation test for hardness and materials parameters — Part 2. *J Chem Inf Model* 2019;53.
- [28] Bhushan B. Surface roughness analysis and measurement techniques. *Modern Tribology Handbook: Volume One: Principles of Tribology*, 2000. <https://doi.org/10.1201/9780849377877-10>.
- [29] Paredes M, Wierzbicki T, Zelenak P. Prediction of crack initiation and propagation in X70 pipeline steels. *Eng Fract Mech* 2016;168. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2016.10.006>.
- [30] Zwingelstein G. Les principaux mécanismes de défaillance pour le diagnostic en maintenance. *Maintenance* 2020. <https://doi.org/10.51257/a-v1-mt9132>.
- [31] Mirza M, Rasu E, Desilva A. Corrosion Protection of Steel Pipe Lines used in Oil and Gas Industry of Oman. *Br J Appl Sci Technol* 2015;11. <https://doi.org/10.9734/bjast/2015/20077>.
- [32] Askari M, Aliofkhaezrai M, Afroukhteh S. A comprehensive review on internal corrosion and cracking of oil and gas pipelines. *J Nat Gas Sci Eng* 2019;71:102971. <https://doi.org/10.1016/J.JNGSE.2019.102971>.
- [33] Santos LF, Moreno JA, Orozco-Agamez J, Kafarov V, Leon AY, Peña D. Effects of Temperature and Pressure on Corrosion Products in a Steam-Flue Gas Environment: a Simulation Study. *Chem Eng Trans* 2022;94. <https://doi.org/10.3303/CET2294042>.
- [34] Akbar DH, Purnami P, Budio SP. Influence of Surface Roughness and Paint Coating on Corrosion Rate. *International Journal of Mechanical Engineering Technologies and Applications* 2020;1. <https://doi.org/10.21776/mechta.2020.001.01.3>.

- [35] Nowell D, Brake MRW, Eriten M. Considerations for defining the mechanisms of friction. *The Mechanics of Jointed Structures: Recent Research and Open Challenges for Developing Predictive Models for Structural Dynamics*, 2017. https://doi.org/10.1007/978-3-319-56818-8_4.
- [36] Hutchings I, Shipway P. *Tribology: Friction and wear of engineering materials: Second Edition*. 2017.
- [37] Ray SK, Banerjee A, Bhangui BK, Pyne D, Dutta B. Tribological analysis—general test standards. *Tribology of Polymers, Polymer Composites, and Polymer Nanocomposites*, 2022. <https://doi.org/10.1016/B978-0-323-90748-4.00001-7>.
- [38] Jagadeesh G V., Setti SG. Tribological Characterization of Ball Burnished Magnesium Alloy by Wear-Burnishing Maps, Wear Maps and Artificial Intelligence Technique. *Arab J Sci Eng* 2023;48. <https://doi.org/10.1007/s13369-022-07025-8>.
- [39] Hutchings IM. Tribology: friction and wear of engineering materials. *Mater Des* 1992;13. [https://doi.org/10.1016/0261-3069\(92\)90241-9](https://doi.org/10.1016/0261-3069(92)90241-9).
- [40] Lancaster JK. ASM handbook, volume 18, friction, lubrication and wear technology. *Tribol Int* 1993;26. [https://doi.org/10.1016/0301-679x\(93\)90010-x](https://doi.org/10.1016/0301-679x(93)90010-x).
- [41] E. K. S. Maawad. Residual Stress Analysis and Fatigue Behavior of Mechanically Surface Treated Titanium Alloys, Thèse de doctorat. Université de Technologie de Clausthal Helmholtz-Zentrum Geesthacht Centre de recherche sur les matériaux et le littoral GmbH, n.d.
- [42] Alshareef AJ, Marinescu ID, Basudan IM, Alqahtani BM, Tharwan MY. Ball-burnishing factors affecting residual stress of AISI 8620 steel. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2020;107. <https://doi.org/10.1007/s00170-020-05119-x>.
- [43] Kalpakjian S. *Manufacturing Engineering & Technology*. 2009.
- [44] Saldaña-Robles A, Plascencia-Mora H, Aguilera-Gómez E, Saldaña-Robles A, Marquez-Herrera A, Diosdado-De la Peña JA. Influence of ball-burnishing on roughness, hardness and corrosion resistance of AISI 1045 steel. *Surf Coat Technol* 2018;339:191–8. <https://doi.org/10.1016/J.SURFCOAT.2018.02.013>.
- [45] Raza A, Kumar S. A critical review of tool design in burnishing process. *Tribol Int* 2022;174. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2022.107717>.

- [46] Shiou FJ, Chen CH. Determination of optimal ball-burnishing parameters for plastic injection moulding steel. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2003;21. <https://doi.org/10.1007/s001700300019>.
- [47] Zhang T. The Effects of Ball Burnishing for Aerospace Blade Material 17-4 PH Steel. *Rozprawa Doktorska* 2013.
- [48] Maximov JT, Duncheva G V., Anchev AP, Ichkova MD. Slide burnishing—review and prospects. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2019;104:785–801. <https://doi.org/10.1007/s00170-019-03881-1>.
- [49] Korzynski M, Lubas J, Swirad S, Dudek K. Surface layer characteristics due to slide diamond burnishing with a cylindrical-ended tool. *J Mater Process Technol* 2011;211:84–94. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2010.08.029>.
- [50] Yen YC, Sartkulvanich P, Altan T. Finite element modeling of roller burnishing process. *CIRP Ann Manuf Technol* 2005;54. [https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)60092-4](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)60092-4).
- [51] Pathade HP, Gupta DrMK, Kumar DrN, Pathade MP, Wakchaure PB, Gadhave SN, et al. A Review on Surface Integrity of Ball Burnishing Process. *International Journal of Research Publication and Reviews* 2022. <https://doi.org/10.55248/gengpi.2022.3.10.3>.
- [52] Yang S. Cryogenic burnishing of Co-Cr-Mo biomedical alloy for enhanced surface integrity and improved wear performance. *Theses and Dissertations--Mechanical Engineering* 2012.
- [53] Luo H, Liu J, Wang L, Zhong Q. The effect of burnishing parameters on burnishing force and surface microhardness. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2006;28. <https://doi.org/10.1007/s00170-004-2412-0>.
- [54] Harish, Shivalingappa D. The influence of ball and roller burnishing process parameters on surface integrity of al 2024 alloy. *Mater Today Proc*, vol. 27, 2020. <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2020.02.614>.
- [55] Patel KA, Brahmhatt PK. Response Surface Methodology based Desirability Approach for Optimization of Roller Burnishing Process Parameter. *Journal of The Institution of Engineers (India): Series C* 2018;99. <https://doi.org/10.1007/s40032-017-0368-8>.
- [56] Shirsat U, Ahuja B, Dhuttargaon M. Effect of Burnishing Parameters on Surface Finish. *Journal of The Institution of Engineers (India): Series C* 2017;98. <https://doi.org/10.1007/s40032-016-0320-3>.

- [57] Gómez-Gras G, Travieso-Rodríguez JA, González-Rojas HA, Nápoles-Alberro A, Carrillo FJ, Desein G. Study of a ball-burnishing vibration-assisted process. *Proc Inst Mech Eng B J Eng Manuf* 2015;229. <https://doi.org/10.1177/0954405414526383>.
- [58] Jerez-Mesa R. Study and characterisation of surface integrity modification after ultrasonic vibration-assisted ball burnishing. 2018.
- [59] Zhang Q, Ye Y, Yang Y, Zhang L, Huang T, Dong Y, et al. A Review of Low-Plasticity Burnishing and Its Applications. *Adv Eng Mater* 2022;24. <https://doi.org/10.1002/adem.202200365>.
- [60] Yadav PS, Ghatge DA. Performance Improvement of Roller Burnishing Process– A Review. *IARJSET* 2017;4. <https://doi.org/10.17148/iarjset/ncdmete.2017.34>.
- [61] El-Khabeery MM, El-Axir MH. Experimental techniques for studying the effects of milling roller-burnishing parameters on surface integrity. *Int J Mach Tools Manuf* 2001;41. [https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(01\)00036-0](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(01)00036-0).
- [62] El-Axir MH, Othman OM, Abodiena AM. Improvements in out-of-roundness and microhardness of inner surfaces by internal ball burnishing process. *J Mater Process Technol* 2008;196. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.05.028>.
- [63] El-Axir M, Ibrahim A. Some Surface Characteristics Due to Center Rest Ball Burnishing.(Dept.M). *MEJ Mansoura Engineering Journal* 2021;28. <https://doi.org/10.21608/bfemu.2021.141186>.
- [64] Kumar N, Sachdeva A, Singh LP, Tripathi H. Experimental investigation of effect of roller burnishing process parameters on surface roughness and surface hardness of C40E steel. *International Journal of Machining and Machinability of Materials* 2016;18. <https://doi.org/10.1504/IJMMM.2016.075470>.
- [65] Bourebia M, Bouri A, Hamadache H, Achouri S, Laouar L, Gharbi A, et al. Study of the effect burnishing on superficial hardness and hardening of S355JR steel using experimental planning. *Energy Procedia*, vol. 157, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.egypro.2018.11.221>.
- [66] Smirnov A V., Kuznetsov VA. Factors Affecting the Surface Roughness in Burnishing. *Russian Engineering Research* 2018;38. <https://doi.org/10.3103/S1068798X18100155>.

- [67] Grigoriev SN, Bobrovskij NM, Bobrovskij IN, Jiang CP. Technological parameters forming the surface texture in hyper productive surface Plastic deformation processing. *Key Eng Mater*, vol. 746 KEM, 2017. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.746.114>.
- [68] Capilla-González G, Martínez-Ramírez I, Díaz-Infante D, Hernández-Rodríguez E, Alcántar-Camarena V, Saldaña-Robles A. Effect of the ball burnishing on the surface quality and mechanical properties of a TRIP steel sheet. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2021;116. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07715-x>.
- [69] Gharbi F, Sghaier S, Hamdi H, Benameur T. Ductility improvement of aluminum 1050A rolled sheet by a newly designed ball burnishing tool device. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2012;60:87–99. <https://doi.org/10.1007/s00170-011-3598-6>.
- [70] Bourebia M, Hamadache H, Lakhdar L, Mentouri Z, Kamila D, Tarek H, et al. Effect of ball burnishing process on mechanical properties and impact behavior of S355JR steel. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2021;116. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-07454-z>.
- [71] López De Lacalle LN, Lamikiz A, Sánchez JA, Arana JL. The effect of ball burnishing on heat-treated steel and Inconel 718 milled surfaces. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2007;32. <https://doi.org/10.1007/s00170-005-0402-5>.
- [72] Loh NH, Tam SC, Miyazawa S. Statistical analyses of the effects of ball burnishing parameters on surface hardness. *Wear* 1989;129. [https://doi.org/10.1016/0043-1648\(89\)90261-5](https://doi.org/10.1016/0043-1648(89)90261-5).
- [73] Loh NH, Tam SC, Miyazawa S. Surface hardening by ball burnishing. *Tribol Int* 1990;23. [https://doi.org/10.1016/0301-679X\(90\)90057-V](https://doi.org/10.1016/0301-679X(90)90057-V).
- [74] Kuznetsov V, Makarov A, Skorobogatov A, Skorynina P, Luchko S, Sirosh V, et al. Normal force influence on smoothing and hardening of steel 03Cr16Ni15Mo3Ti1 surface layer during dry diamond burnishing with spherical indenter. *Obrabotka Metallov* 2022;24. <https://doi.org/10.17212/1994-6309-2022-24.1-6-22>.
- [75] Attabi S, Himour A, Laouar L, Motallebzadeh A. Effect of Ball Burnishing on Surface Roughness and Wear of AISI 316L SS. *J Bio Tribocorros* 2021;7. <https://doi.org/10.1007/s40735-020-00437-9>.

- [76] Kalisz J, Żak K, Wojciechowski S, Gupta MK, Krolczyk GM. Technological and tribological aspects of milling-burnishing process of complex surfaces. *Tribol Int* 2021;155. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2020.106770>.
- [77] Swirad S, Pawlus P. The effect of ball burnishing on tribological performance of 42CrMo4 steel under dry sliding conditions. *Materials* 2020;13. <https://doi.org/10.3390/ma13092127>.
- [78] Al-Qawabeha U, Al-Rawajfeh AE, Al-Shamaileh E. Influence of roller burnishing on surface properties and corrosion resistance in steel. *Anti-Corrosion Methods and Materials* 2009;56:261–5. <https://doi.org/10.1108/00035590910989552>.
- [79] Brinksmeier E, Garbrecht M, Meyer D. Cold surface hardening. *CIRP Ann Manuf Technol* 2008;57. <https://doi.org/10.1016/j.cirp.2008.03.100>.
- [80] Brinksmeier E, Garbrecht M, Meyer D, Dong J. Surface hardening by strain induced martensitic transformation. *Production Engineering* 2008;2. <https://doi.org/10.1007/s11740-007-0060-6>.
- [81] Lin YC, Wang SW, Lai HY. The relationship between surface roughness and burnishing factor in the burnishing process. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2004;23. <https://doi.org/10.1007/s00170-002-1486-9>.
- [82] Sivaprakasam T, Hassan S. An Experimental Work on Multi-Roller Burnishing Process on Difficult to Cut Material – Titanium Alloy. *Int J Integ Eng* 2009;1.
- [83] Shiou FJ, Banh QN. Development of an innovative small ball-burnishing tool embedded with a load cell. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2016;87. <https://doi.org/10.1007/s00170-016-8413-y>.
- [84] Tadic B, Todorovic PM, Luzanin O, Miljanic D, Jeremic BM, Bogdanovic B, et al. Using specially designed high-stiffness burnishing tool to achieve high-quality surface finish. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 2013;67:601–11. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4508-2>.
- [85] Jerez-Mesa R, Travieso-Rodriguez JA, Gomez-Gras G, Lluma-Fuentes J. Development, characterization and test of an ultrasonic vibration-assisted ball burnishing tool. *J Mater Process Technol* 2018;257:203–12. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2018.02.036>.

- [86] Grochała D, Dudzińska S, Bachtiaik-Radka E, Gubała R. Micro-hydraulic burnishing tools for integrated machining on CNC milling center. *AIP Conf Proc*, vol. 2029, 2018. <https://doi.org/10.1063/1.5066480>.
- [87] Belabend S, Hamadache H, Phamdonhat Q. Enhancing surface properties and corrosion resistance of API 5L X52 steel through orthogonal ball burnishing. *Research on Engineering Structures and Materials 2023*. <https://doi.org/10.17515/resm2023.833ma0725>.
- [88] Norme internationale Internationale. ISO 4287. Policy 2004;2004.
- [89] Blau PJ. *Sliding and Adhesive Wear. Friction, Lubrication, and Wear Technology*, 2018. <https://doi.org/10.31399/asm.hb.v18.a0006380>.
- [90] Bourebia M, Meddah S, Hamadache H, Taleb A, Gharbi A, Laouar L. Effect of heat treatment on surface hardness and tribological behavior of XC38 steel - Approach by the experiments plans. *Mater Res Express* 2019;6. <https://doi.org/10.1088/2053-1591/ab1728>.
- [91] Mazza B, Pedefferri P, Sinigaglia D, Sala U Della, Lazzari L. Contribution to the knowledge of the relationship between the electrochemical and corrosion behaviour and the structure of metallic materials subjected to cold plastic deformation. *Materials and Corrosion* 1974;25. <https://doi.org/10.1002/maco.19740250403>.
- [92] Asmare A, Al-Sabur R, Messele E. Experimental investigation of friction stir welding on 6061-t6 aluminum alloy using taguchi-based gra. *Metals (Basel)* 2020;10:1–21. <https://doi.org/10.3390/met10111480>.
- [93] Trembach B, Grin A, Turchanin M, Makarenko N, Markov O, Trembach I. Application of Taguchi method and ANOVA analysis for optimization of process parameters and exothermic addition (CuO-Al) introduction in the core filler during self-shielded flux-cored arc welding n.d. <https://doi.org/10.1007/s00170-021-06869-y/Published>.
- [94] Ouahiba T, Hamid H, Selma B, Laouar L. Multi-objective optimization of slide diamond burnishing parameters for enhanced fatigue resistance of AISI 52100 steel. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* 2024;46:451. <https://doi.org/10.1007/s40430-024-05001-x>.
- [95] Fajdek-Bieda A. The use of the desire function analysis (DFA) of selected unit processes in chemical technology. *Procedia Comput Sci*, vol. 207, Elsevier B.V.; 2022, p. 810–8. <https://doi.org/10.1016/j.procs.2022.09.136>.

- [96] Barsom JM, Rolfe ST. Correlations Between and Charpy V-Notch Test Results in the Transition-Temperature Range. ASTM Special Technical Publication, vol. STP 466, 1970. <https://doi.org/10.1520/STP32067S>.

Annexes

Annexe A Carbon Steel Hardness Values and Approximate Yield Strengths

TABLE 4.1 Carbon Steel Hardness Values and Approximate Yield Strengths

Rockwell			Brinell		Vickers or Firth Diamond Hardness Number	Tensile Strength		
Diamond Brale		1/16" Ball	10 m/m Ball			ksi	mPa	
150 kg C Scale	60 kg A Scale	100 kg D Scale	100 kg B Scale	3000 kg Load				Diameter of Ball Impression in mm
30	65	48	105	3.6	285	302	142	979
29	65	47	104	3.65	277	294	138	951
28	64	46	103	3.7	269	286	134	923
27	64	45	103	3.75	262	279	131	903
26	63	45	102	3.8	255	272	126	869
25	63	44	101	3.8	255	266	124	855
24	62	43	100	3.85	248	260	122	841
23	62	42	99	3.9	241	254	118	813
22	62	42	99	3.95	235	248	116	800
21	61	41	98	4	229	243	113	780
20	61	40	97	4.05	223	238	111	756

Adapted from: Material Hardness Conversion Table, http://www.corrosionsource.com/handbook/mat_hard.htm, July 2009.

Adapted from: Material Hardness Conversion Table,
http://www.corrosionsource.com/handbook/mat_hard.htm, July 2009.

Annexe B Nomenclature du dispositif de brunissage

No. ARTICLE	NUMERO DE PIECE	DESCRIPTION	QTE
1	Corps d'outil	100Cr6	1
2	Vis de réglage M12		1
3	Axe arrière amovible	100Cr6	1
4	Ressort de compression		1
5	Axe de guidage	100Cr6	1
6	Courseurs d'indexage	100Cr6	2
7	Couvercle	100Cr6	1
8	support tour		1
9	Vis B18.3.1M - 6 x 1.0 x 20 Hex SHCS -- 20NHX		4
10	Vis socket countersunk head screw_am		4
11	Vis B18.3.6M - M4 x 0.7 x 6 Hex Socket Cone Pt. SS --N		2
12	Vis B18.3.6M - M4 x 0.7 x 4 Hex Socket Cone Pt. SS --N		2
13	Vis ISO 4762 M4 x 16 - 16N		2
14	Bille de buté 4,7		20
15	Bille de Brunissage		1
16	Axe porte bille	100Cr6	1
17	Couvercle billes	100Cr6	1
18	socket head cap screw_iso		1
19	Cache pour tete porte bille 8		1
20	Bille 3		5
21	Bille 8		1
22	Porte bille 8		1
23	Bille 5.5		1

Annexe

24	Porte bille 6		1
25	Bloc à bille		1
26	Anneau de serrage		1
27	Axe de montage		1
28	Bille 11.7		4
29	Cage à bille 4.7		4
30	Vis socket head cap screw_iso		1
31	Vis ISO 4762 M5 x 16 - 16N		3
32	Vis DIN 913 - M4 x 4-N		4
33	Vis Countersunk flat head cross recess screw_iso		1
34	Rondelle d'appui		1
35	Vis B18.3.6M - M8 x 1.25 x 10 Hex Socket Cone Pt. SS --N		4
36	Vis B18.3.1M - 6 x 1.0 x 16 Hex SHCS --16NHX		1
37	Vis B18.3.1M - 6 x 1.0 x 25 Hex SHCS -- 25NHX		3

Annexe C Acier Fiche Z200C23

Z200C12 - X210Cr12 Recuit.**Z200C12, aciers d'outillage, fabrication des galets de profilage, galet:****Z200C12 - Z160CDV12 - 36NCD16**

Définitions: 

Cliquez sur le logo pour aller chez ce fournisseur d'aciers: magnifique site et très complet à visiter.

Composition en % (Z200C12 - Z 200 C12 - X210Cr12Recuit - X 200 Cr12 Recuit)				
Carbone:	2%		Molybdène:	0,30%
Chrome:	12%		Vanadium:	0,40%

Propriétés.			
Densité:		Conductibilité thermique à 20°C:	Wm°k-1
Module d'élasticité:	MPa	Coefficient de dilatation thermique par °C de +20 à 200°C:	

Etat de livraison.			
Recuit à HB.		Couleur d'identification:	
Contrôle ultrasons selon NFA 04305 Classe C.			

Traitement thermique.	
Stabilisation:	Ce traitement est conseillé lorsque la pièce a subi des usinages importants : avant l'opération de finition, chauffer lentement jusqu'à 650° avec maintien pendant 2 heures, puis laisser refroidir lentement au four.
Trempe:	Préchauffer lentement jusqu'à 800° environ et attendre que la pièce ait une température bien égale. Chauffer à la température de trempe, soit 950/970° et maintenir à cette température le temps nécessaire pour lui permettre de s'égaliser dans toute la masse (en principe 5 minutes par 10 millimètres d'épaisseur). Trempe : à l'huile chaude (60° environ), ce qui permet d'obtenir des duretés importantes sur des pièces massives à l'air, pour des pièces compliquées ou peu massives en bain de sel à 450/500°. puis refroidir à l'air
Revenu:	Le revenu est absolument indispensable pour éliminer les tensions produites par la trempe et doit être effectué immédiatement après celle-ci à la température correspondant à l'envisagé, en général entre 180/280°. Il conviendra néanmoins de pousser jusqu'à 430/520° pour les outillages travaillant au choc. La durée du revenu variera suivant l'importance des pièces. Avec un minimum de 2 heures, il sera approximativement de 2 mn par millimètre d'épaisseur.
Aptitude:	
Applications:	Outils coupants, poinçons, matrices, galets, outils de presse pour l'industrie cisaille, poinçons.

