



REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE



MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITÉ FRÈRES MENTOURI - CONSTANTINE 1
FACULTÉ DES SCIENCES DE LA TECHNOLOGIE
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

N° d'ordre : **02/D3C/2020**

N° de Série : **01/GM/2020**

THÈSE

Présentée pour obtenir le Diplôme de Doctorat 3^{ème} Cycle LMD
En Génie Mécanique

**Étude du phénomène électromagnétomécanochimique
et du mécanisme de transfert dans les contacts glissants
secs et lubrifiés bronze-acier et graphite-bronze**

OPTION : Maintenance Industrielle

Par : **BEKHOUCHE Djamel**

Soutenue le : 14/01/2020

Devant le jury composé de :

Président	Mr. B. NECIB	Prof. Université Frères Mentouri-Constantine 1
Rapporteur	Mr. A. BOUCHOUCHA	Prof. Université Frères Mentouri-Constantine 1
Co-rapporteur	Mr. H. ZAIDI	Prof. Université de Poitiers-France
Examineurs	Mr. A. CHERFIA	MCA Université Frères Mentouri-Constantine 1
	Mr. A. BOUCHELAGHEM	Prof. Université Badji Mokhtar-Annaba
	Mr. L. LAOUAR	Prof. Université Badji Mokhtar-Annaba

Remerciements

Le travail présenté dans cette thèse a été réalisé au Laboratoire de Mécanique, équipe Mécanique et Energétique des Surfaces, Département de Génie Mécanique, Université Frères Mentouri, Constantine1 et le Laboratoire de Mécanique des solides LMS (UMR-6610-CNRS), SP2MI Poitiers (France).

Mes remerciements vont à mon Directeur de thèse le Professeur Bouchoucha Ali pour la qualité de son encadrement, sa disponibilité et ses précieux conseils et directives. J'ai beaucoup appris de ses remarques et des échanges constructifs que nous avons eus tout au long de ce cursus.

Je tiens à remercier Monsieur H. Zaidi, Professeur à l'Université de Poitiers, pour m'avoir accueilli dans son Laboratoire de Mécanique des solides LMS (UMR-6610-CNRS), SP2MI, Poitiers et pour l'intérêt qu'il a montré à cette étude.

Mes plus vifs remerciements s'adressent à Monsieur Brahim Necib, Professeur à l'Université des Frères Mentouri, Constantine1 pour l'honneur qu'il m'a fait en acceptant la présidence de mon jury de thèse.

Je remercie également Messieurs Cherfia Abdelhakim, Maître de Conférences à l'Université des Frères Mentouri Constantine1, Abdelaziz Bouchlaghem et Lakhdar Laouar, Professeurs à l'Université Badji Mokhtar Annaba, d'accepter mes sentiments respectueux et reconnaissant pour avoir bien voulu analyser mon travail et participer au jury.

Un grand merci à Boulanouar Mohamed (LMCM-RSA Poitiers, France), pour sa disponibilité et sa précieuse aide sur la modélisation du palier hydrodynamique lubrifié avec du ferrofluide.

Enfin, je ne saurais oublier de remercier et d'exprimer ma gratitude à toute ma famille : surtout à mes très chères parents, mes frères, mes sœurs, ma chère femme et ma fille Ibtihel ainsi qu'à tous mes amis et à tous les membres du Laboratoire de Mécanique du Département de Génie Mécanique de l'Université Frères Mentouri, Constantine1.

Sommaire

INTRODUCTION GÉNÉRALE.....	6
Nomenclature.....	8
Chapitre I : Analyse de l'état de l'art et des connaissances	
I- Introduction	12
I-1. Étude tribologique des surfaces de contact.....	12
I-1.1. Géométrie du contact.....	12
I-1.2. Plastification des aspérités.....	14
I-1.3. Contact adhésif.....	14
I-2. Frottement et usure des contacts métalliques.....	17
I-2.1. Le coefficient de frottement.....	17
I-2.2. Tribomètres.....	20
I-2.3. Lois et théories de frottement.....	21
I-3. Usure.....	24
I-3.1. Les différentes formes d'usure.....	25
I-3.1.1. Usure adhésive.....	25
I-3.1.2. Usure abrasive.....	26
I-3.1.3. Usure par fatigue.....	26
I-3.1.4. Usure tribochimique.....	27
I-3.2. Loi d'usure : Le modèle d'Archard.....	27
I-3.3. Cartes d'usure.....	28
I-3.4. Notions de troisième corps et de circuit tribologique.....	28
I-4. Paramètres agissants sur le frottement et l'usure.....	29
I-5. Processus d'oxydation des métaux.....	30
I-5.1. Généralités.....	30
I-5.2. Genèse de la couche d'oxyde.....	31
I-5.3. Oxydation du fer.....	31
I-5.4. Le bronze.....	31
I-5.4.1. Structure et propriétés des oxydes formés.....	32
I-6. Matériaux autolubrifiants.....	35
I-6.1. Matériaux carbonés.....	35
I-6.1.1. Le graphite.....	36
I-6.1.2. Propriétés des graphites.....	38

I-6.1.3. Oxydation de graphite.....	39
I-6.1.4. Autres lubrifiant solides.....	39
I-7. Caractères mécaniques des oxydes.....	39
I-8. Conclusion.....	40
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	42

Chapitre II : Dispositifs expérimentaux et techniques de mesures

II. Introduction.....	48
II-1. Tribomètre et principe.....	48
II-1.1. Simulation.....	49
II-1.2. Paramètres expérimentaux.....	49
II-2. Description de dispositif expérimental.....	49
II-2.1. Ensemble du dispositif.....	50
II-2.2. Rotation du cylindre	50
II-2.3. Vitesse linéaire de glissement.....	52
II-2.4. Porte pion.....	52
II-2.5. La charge normale.....	52
II-2.6. Passage du courant électrique.....	53
II-2.7. Acquisition des mesures.....	53
II-3. Méthode d'acquisition des données.....	54
II-3.1. Paramètres mesurés.....	54
II-3.1.1. La force de frottement.....	54
II-3.1.2. Le coefficient de frottement.....	55
II-3.1.3. Mesure de la température.....	55
II-3.1.4. Mesure de l'usure.....	56
II-4. Paramètres expérimentaux.....	57
II-4.1. Eprouvettes.....	57
II-4.1.1. Pion.....	57
II-4.1.2. Cylindre	57
II-4.2. Préparations des échantillons.....	58
II-4.2.1. Découpe.....	58
II-4.2.2. Polissage.....	58
II-4.3. Choix des matériaux et caractéristiques.....	58
II-4.3.1 Cylindre	58
II-4.3.2 Pion.....	58

II-4.3.2.1 Pion en bronze.....	58
II-4.3.2.2 Pion en graphite.....	59
II-4.4. Procédure de mesure.....	60
II-5. Techniques d'analyses.....	61
II-5.1. Microscopie Optique (MO)	61
II-5.2. Microscopie Electronique à Balayage.....	62
II-5.3. Analyse de l'état de surface par Profilomètre à deux et trois dimensions.....	62
II-6. Autres banc d'essais tribologiques.....	64
II-6.1. Banc d'essai bille-disque.....	64
II-6.2. Bancs d'essai pion-disque.....	64
II-7. Conclusion.....	65
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	66

Chapitre III : Résultats expérimentaux et discussion

III-Introduction.....	68
III-1. Couple bronze-acier.....	68
III-1.1. Evolution du coefficient de frottement en fonction des paramètres mécaniques...68	
III-1.1.1. Evolution du coefficient de frottement dans le temps.....	68
III-1.1.2. Influence de la charge normale sur le frottement.....	69
III-1.1.3. Influence de la vitesse linéaire de glissement.....	69
III-1.2. Evolution de l'usure en fonction des paramètres mécaniques.....	70
III-1.2.1. Influence de la charge normale sur l'usure.....	70
III-1.2.2. Influence de la vitesse linéaire de glissement.....	71
III-1.3. Evolution du coefficient de frottement en fonction du paramètre électrique.....	72
III-1.3.1 Influence de courant électrique sur le coefficient de frottement.....	72
III-1.3.2 Influence du courant électrique sur l'usure.....	73
III-1.4. Evolution de la température à l'interface de contact bronze-acier.....	75
III-1.4.1. Evolution de la température de contact expérimentale en fonction du temps.....	75
III-1.4.2. Variation de la température de contact expérimentale en fonction de la charge normale et la vitesse linéaire de glissement.....	76
III-1.4.3. Influence du courant électrique sur l'évolution de la température du contact.....	77
III-2. Couple graphite-bronze.....	78
III-2.1. Evolution du coefficient de frottement en fonction des paramètres mécaniques...78	
III-2.1.1. Evolution du coefficient de frottement dans le temps.....	78
III-2.1.2. Influence de la charge normale sur le frottement.....	79

III-2.1.3. Influence de la vitesse linéaire de glissement.....	80
III-2.2. Evolution de l'usure en fonction des paramètres mécaniques.....	81
III-2.2.1. Influence de la charge normale.....	81
III-2.2.2. Influence de la vitesse linéaire de glissement.....	82
III-2.3. Evolution du coefficient de frottement en fonction du paramètre électrique.....	83
III-2.3.1. Influence de courant électrique sur le coefficient de frottement.....	83
III-2.3.2. Influence du courant électrique sur l'usure.....	84
III-2.4. Evolution de la température à l'interface de contact graphite-bronze.....	85
III-2.4.1. Evolution de la température de contact expérimentale en fonction du temps.....	85
III-2.4.2. Variation de la température de contact expérimentale en fonction de la charge normale et la vitesse linéaire de glissement.....	86
III-2.4.3. Influence du courant électrique sur l'évolution de la température du contact.....	87
III-3. Discussion.....	88
III-3.1. Influence du paramètre temps sur le frottement.....	88
III-3.2. Effet de charge normale sur le frottement et l'usure.....	89
III-3.3. Effet de la vitesse sur le frottement et l'usure.....	90
III-3.4. Effet du courant électrique sur le frottement et l'usure.....	90
III-3.5. Effet de l'élévation de température sur le frottement et l'usure.....	92
III-3.6. Influence du courant électrique sur le mode de formation et de rupture des films d'oxyde.....	92
III-3.7. Transfert de la matière du pion vers le cylindre.....	94
III-3.8. Observations des surfaces usées.....	98
III-4. Conclusion.....	102
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	103

Chapitre IV : La méthode de Taguchi : Etude de l'effet des paramètres électromécaniques sur la température de contact graphite-bronze

IV-1. Introduction.....	107
IV-2. Buts et objectifs.....	108
IV-3. Généralités.....	108
IV-3.1. La méthode des plans d'expérience.....	108
IV-3.2. La méthode de TAGUCHI.....	109
IV-3.3. La méthode ANOVA (Analyse de la variance).....	111
IV-3.3.1. Caractéristiques.....	113
IV-4. Résultats et discussion.....	114

IV-4.1. Analyse expérimentale.....	114
IV-4.2. Analyse statistique.....	116
IV-5. Conclusion.....	125
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	126

Chapitre V : Etude d'un contact lubrifié avec un Ferro-fluide

V-1. Introduction.....	129
V-2. Généralités.....	131
V-3. Modélisation du problème.....	132
V-3.1. Calcul de la force magnétique.....	132
V-3.2. Equation de Reynolds modifiée.....	133
V-4. Caractéristiques statiques du palier.....	135
V-4.1. La charge supportée.....	135
V-4.2. Angle de calage.....	135
V-4.3. Force et coefficient de frottement.....	135
V-4.4. Le nombre de Sommerfeld S	136
V-5. Modèle de champ magnétique.....	136
V-6. Géométrie du palier et conditions aux limites.....	137
V-7. Technique de calcul.....	138
V-7.1. Equation de Reynolds avec la méthode des différences finis.....	138
V-7.2. Organigramme de calcul.....	139
V-8. Résultats et discussion.....	140
V-8.1. Effet de force magnétique (α)	140
V-8.1.1. Distributions de la pression.....	140
V-8.1.2. L'angle de calage et le rapport d'excentricité.....	145
V-8.1.3. La force et le coefficient de frottement.....	146
V-8.1.4. Le Nombre de Sommerfeld S.....	148
V-9. Conclusion.....	148
RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES.....	149
CONCLUSION GÉNÉRALE.....	152

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Actuellement, il apparaît que le développement des matériaux destinés aux applications tribologiques notamment en frottement sec constitue un champ d'activités et de développements de la mécanique. Les applications industrielles qui en découlent sont nombreuses : médicale, optique, usinage, aéronautique, spatiale, automobile, navale, etc.

Dans l'industrie, il existe un très grand nombre d'applications qui font appel à des mécanismes dans lesquels deux corps se déplacent l'un par rapport à l'autre. Ces mécanismes sont souvent soumis à des phénomènes de frottement et d'usure qui touchent à titre d'exemple les pièces en mouvement tels que les roulements, les galets et les coussinets. En effet, La présence d'usure dans les corps peut être l'origine d'une réduction de l'efficacité du système mécanique voire être responsable de l'invalidité de ce système.

En effet, quand un corps massif est mis en contact avec un autre matériau, des actions mécaniques et électrochimiques interviennent au niveau de la surface et en subsurface des deux antagonistes du contact. Ces sollicitations peuvent engendrer des dégradations par fatigue, rupture, usure, attaque chimique...etc. Afin d'évaluer l'usure ou plus particulièrement les dégradations telles que la formation des tribofilms par oxydation, génération des débris, le transfert de matière entre les matériaux en contact, l'amorçage et la propagation des fissures ainsi que leurs directions...etc, il est impératif d'évaluer le degré d'oxydation, les propriétés des matériaux et le type de l'amplitude des contraintes mécaniques imposées. L'objet de cette thèse est de mettre en évidence, l'effet des paramètres mécaniques (charge, vitesse, temps et la géométrie de contact) et électriques (intensité et polarité du courant électrique) sur le comportement en frottement sec et en usure d'un contact électrique glissant des couples tribologiques bronze-acier et graphite-bronze. De plus, notre travail porte sur l'étude et la modélisation d'un contact lubrifié avec ferrofluide subit à un courant électrique.

Ainsi notre thèse est structurée comme suit :

Le premier chapitre est consacré à la présentation de l'état de l'art relatif aux principaux thèmes abordés dans cette thèse. La première partie se concentre sur l'étude des surfaces tribologiques et aborde la description de l'état de la surface et du contact tribologique ; ainsi que les lois et théories de frottement et de l'usure. La deuxième partie concerne le processus d'oxydation et ses conséquences sur le frottement et l'usure des surfaces métalliques.

Dans le deuxième chapitre nous exposons une description des dispositifs expérimentaux et les méthodes de mesures utilisées ainsi que les échantillons utilisés dans notre étude.

Le troisième chapitre présente les résultats expérimentaux relatifs à l'influence des paramètres électromécaniques sur le comportement tribologique des couples de matériaux bronze-acier et graphite-bronze. Autrement dit, l'évolution du coefficient de frottement et la variation de l'usure en fonction du temps, de la charge normale, de la vitesse de glissement et du courant électrique, ainsi que l'évolution de la température moyenne de contact. De plus, des observations et des analyses des surfaces usées ont été effectuées en utilisant le MEB, l'EDX, le microscope optique et le Profilomètre en 3D.

Le quatrième chapitre se propose d'établir une étude en statistique de l'effet des paramètres électromécaniques sur la température moyenne de contact du couple graphite bronze, avec les plans d'expérience en utilisant précisément la méthode de Taguchi. En effet, la contribution en pourcentage de chaque paramètre se fera avec la méthode d'ANOVA.

Le cinquième chapitre est consacré à l'étude de l'évolution des caractéristiques statiques d'un palier hydrodynamique finis lubrifié avec un ferrofluide en présence d'un courant électrique (contact lubrifié). Le chapitre est divisé en trois parties essentielles. Dans la première partie, nous présentons la théorie de la lubrification hydrodynamique définit par l'équation fondamentale des films minces visqueux et les conditions aux limites en tenant compte de la force magnétique induite par le courant électrique. Le modèle de champ magnétique et la méthode de résolution utilisée pour déterminer les paramètres de fonctionnement du palier font l'objet de la deuxième partie. La dernière partie sera focalisée sur les différents résultats obtenus.

Enfin, nous dégagerons dans une conclusion générale les principaux résultats ainsi que les différentes perspectives qui peuvent être envisagées.

Nomenclature

Contact sec

- F : force tangentielle [N]
P : charge normale [N]
 μ : coefficient de frottement
I : intensité du courant électrique [A]
 m_i : masse initiale de l'échantillon [g]
 m_f : masse finale de l'échantillon [g]
 Δm : perte de masse [g]
d : la distance totale parcourue par le disque [m]
V : la vitesse linéaire de glissement [m/s]
T : le temps de contact du pion sur le disque [s]
W : l'usure [g]
 R_c : résistance électrique de contact [Ω]
 U_c : différence de potentiel de contact [V]
 A_a : surface apparente de contact [m²]
 A_r : surface réelle de contact [m²]
 P_m : la pression moyenne de contact [Pa]
 f_y : la limite d'élasticité (Norme Eurocode) [Mpa]
E : module de Young [N/m²]
 E^* : module d'Young équivalent
 ρ : masse volumique [kg/m³]
K : conductivité thermique [w/m.K]
 γ : poids spécifique [10³ kg/m³]
 β : rayon de courbure moyen des aspérités [m]
 C_p : chaleur spécifique [J/Kg.K]
 T_f : température de fusion [°C]
 R_e : limite élastique [N/m²]
 R_t : limite à la rupture [N/m²]
U : volume usé [m³]
 σ : Conductivité électrique [(Siemens × m)/mm²]

τ : contraintes de cisaillement [MPa]
 σ_{ox} : résistivité électrique de l'oxyde [$\Omega.m$]
 $\bar{\sigma}$: déviation standard de la hauteur des pics d'aspérité [m]
 H : dureté du matériau [N/m^2]
 H_{ox} : dureté de l'oxyde [N/m^2]
 ν : coefficient de Poisson
 ψ : indice de plasticité
 k : coefficient d'usure [Pa^{-1}]
 a : rayon de contact [m]
 Q_f : énergie dissipée par frottement mécanique [J]
 $Q_s(i)$: débit source [kg/s]
 $Q_s(e)$: débit source externe [g/s]
 Q_i : débit interne [kg/s]
 Q_e : débit externe [kg/s]
 Q_r : débit de recirculation [kg/s]
 Q_u : débit d'usure [kg/s]

Contact lubrifié

C : jeu radial [m]
 e : excentricité absolue [m]
 \bar{F} : force de frottement adimensionnelle
 f_{mx} : force magnétique dans la direction circonférentielle ($N/m^3 = \text{weber } A/m^4$)
 f_{mz} : force magnétique dans la direction axiale ($N/m^3 = \text{weber } A/m^4$)
 h : épaisseur du film fluide [m]
 \bar{h} : épaisseur du film adimensionnelle $\bar{h} = h/C$
 h_m : intensité de champ magnétique [T]
 h_{m0} : valeur caractéristique de l'intensité de champ magnétique
 \bar{h}_m : intensité de champ magnétique adimensionnelle
 I : intensité du courant traversant le fil [A]
 L : longueur du palier [m]
 $p(i,j)$: pression hydrodynamique du film [Pa]
 \bar{p} : pression adimensionnelle $\bar{p} = p/\mu\omega(R/C)^2$

R : rayon du palier [m]
 v_x : composant circonférentielle de vitesse [m/s]
 v_y : composant radial de vitesse [m/s]
 v_z : composant axial de vitesse [m/s]
 W : portance [N]
 X_m : susceptibilité de fluide magnétique
 x, y, z : coordonnées cartésiennes [m]
 \bar{z} : coordonnée axiale adimensionnelle $\bar{z} = z/L$
 α : coefficient de force magnétique $\alpha = h_{m0}^2 \mu_0 X_0 C^2 / \mu \omega L^2$
 ε : excentricité relative $\varepsilon = e/C$
 φ : angle de calage [deg]
 θ : coordonnée circonférentielle [deg] $\theta = x/R$
 μ_d : viscosité dynamique [Pa.s]
 μ_0 : perméabilité de l'espace libre d'air ($\mu_0 = 4\pi \times 10^{-7}$ AT/m)
 τ : contraintes de cisaillement [MPa]
 τ_c : la contrainte critique de cisaillement [MPa]
 ω : vitesses angulaire de l'arbre [rad.s⁻¹]
 S : nombre de Sommerfeld.

Chapitre I

Analyse de l'Etat de l'Art et des Connaissances

Chapitre I : Analyse de l'état de l'art et des connaissances

I. Introduction

La tribologie est définie comme la science qui permet le mouvement relatif entre des surfaces qui interagissent. Elle concerne, le frottement, la lubrification et l'usure. C'est une science faisant appel à la pluridisciplinarité, elle requiert des connaissances en science des matériaux, à des connaissances relatives aux surfaces et à la mécanique. Au cours des dernières décennies, la tribologie a bien évolué : au départ elle s'intéressait principalement au volume des matériaux en contact [1, 2] pour arriver à la tribologie des interfaces [3] en passant par la tribologie des surfaces [4, 5].

Ce chapitre vise à présenter l'état de l'art concernant les travaux en rapport avec le sujet de cette thèse. Dans une première partie nous présenterons les principaux éléments tribologiques nécessaires à l'étude du contact sec en partant des notions tribologiques de bases du contact non lubrifié. Puis dans une seconde partie le processus d'oxydation des différents matériaux utilisés dans cette étude sera présenté.

I-1. Étude tribologique des surfaces de contact

I-1.1. Géométrie du contact

Dans le cas de deux surfaces plates placées en contact et sous l'influence de la charge normale, le contact se produit aux points aux bouts des aspérités comme montre la figure I. 1. En effet, si la charge normale appliquée augmente alors les points de contacts entre les deux surfaces augmentent (la surface réelle de contact augmente). Ceci peut être écrit :

$$A_r = \sum A_{r(i)} \quad (\text{I. 1})$$

Où, $A_{r(i)}$ présente l'aire de contact entre deux aspérités.

En réalité, l'aire de contact apparente A_a est habituellement entre 100 et 10 000 fois plus grande que la surface réelle de contact [6].

Le rapport A_a / A_r dépend de la distribution des aspérités, de la charge normale et des efforts de fléchissement des matériaux.

Lorsqu'il s'agit d'un contact dynamique, des contraintes tangentielles prennent naissance à l'interface (force de frottement) et les jonctions sont soumises à des contraintes très élevées et à des variations de température micro localisées [7].

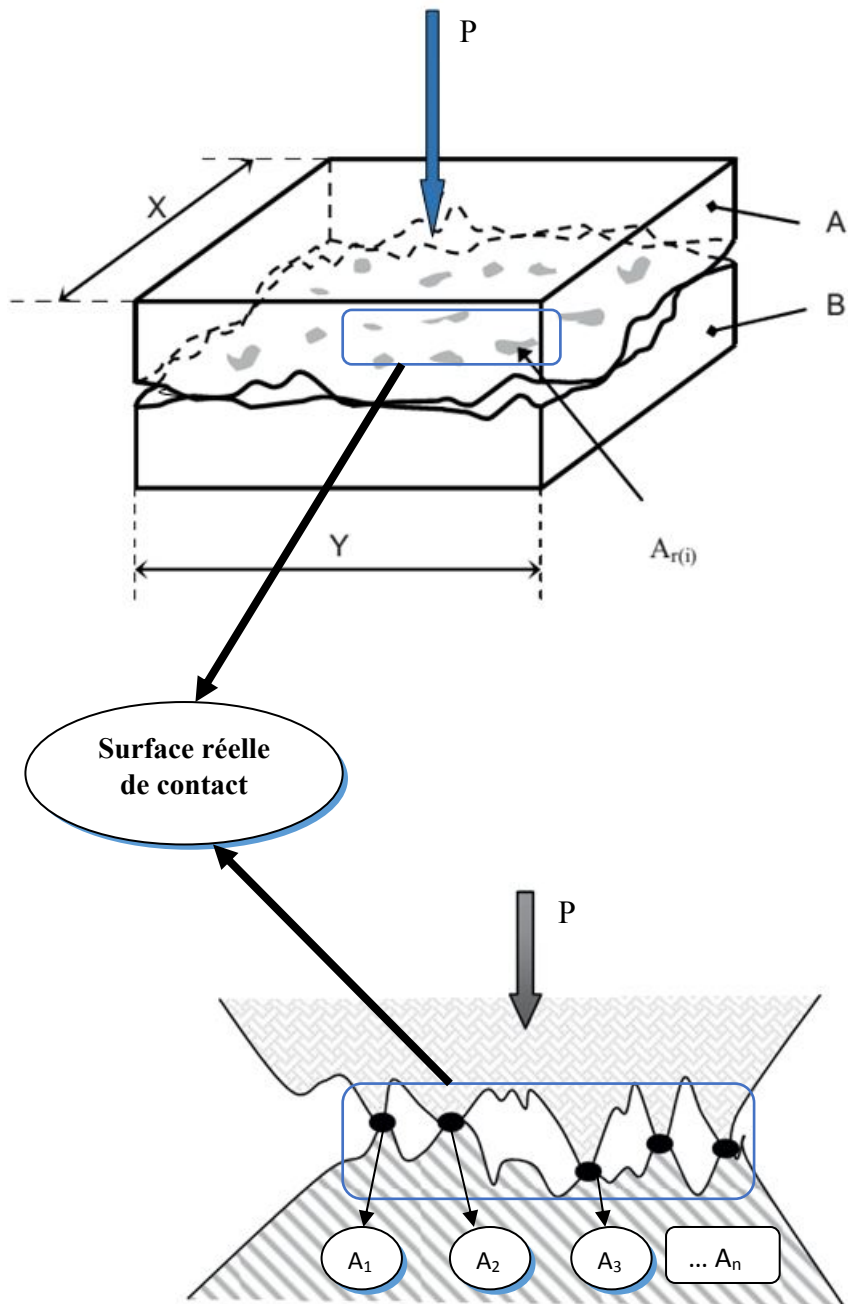


Fig. I. 1. Deux surfaces en contact tribologique.

I-1.2. Plastification des aspérités

Pour le cas d'une distribution gaussienne des aspérités, la pression de contact en fonction de rayon de courbure moyen des aspérités β et l'écart type de leur distribution en hauteur σ est exprimée par [6] :

$$P = 0,3 \left[\frac{E}{(1-\nu^2)} \right] \sqrt{\frac{\sigma}{\beta}} \quad (\text{I. 2})$$

Un index de plasticité ψ a été introduit afin de déterminer la limite entre la déformation élastique et plastique des aspérités en contact. Dans le cas d'une distribution gaussienne des aspérités, cet index est exprimé comme produit de deux facteurs : le premier définit les propriétés mécaniques des matériaux tandis que la seconde exprime la topographie des surfaces.

L'index de plasticité ψ est exprimé par :

$$\psi = \left[\frac{E}{H(1-\nu^2)} \right] \sqrt{\frac{\sigma}{\beta}} \quad (\text{I. 3})$$

La nature de la déformation des aspérités dépend de la valeur de ψ comme suit :

- $\psi \geq 1$: contact plastique ;
- $1 > \psi \geq 0,6$: contact élastoplastique ;
- $\psi < 0,6$: contact élastique.

I-1.3. Contact adhésif

Selon la théorie d'Hertz, l'aire de contact est calculée à partir de la relation suivante :

$$a = \left(\frac{3PR}{4E^*} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (\text{I. 4})$$

En réalité, a dans ce cas ne tient pas compte des forces d'attraction moléculaire (principalement les forces de van der Waals) qui peuvent sensiblement modifier ses dimensions.

Avec E^* est le module d'Young équivalent défini par l'expression :

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (\text{I. 5})$$

Deux modèles peuvent être utilisés pour calculer la nouvelle surface de contact :

a) Le premier est le modèle de Johnson, Kendall et Roberts ou JKR [8]. Il est basé sur un critère énergétique et suppose que les forces d'attraction soient confinées à la surface de contact, c'est-à-dire nulle à l'extérieur (Fig. I. 2 **(b)**).

b) Le second est le modèle Derjaguin, Muller et Toporov ou DMT [9]. Il prend en compte les forces d'attraction en dehors de la zone de contact, mais suppose un profil de contact sphère-plan non modifié (contact de type Hertz) (Fig. I. 2 **(c)**).

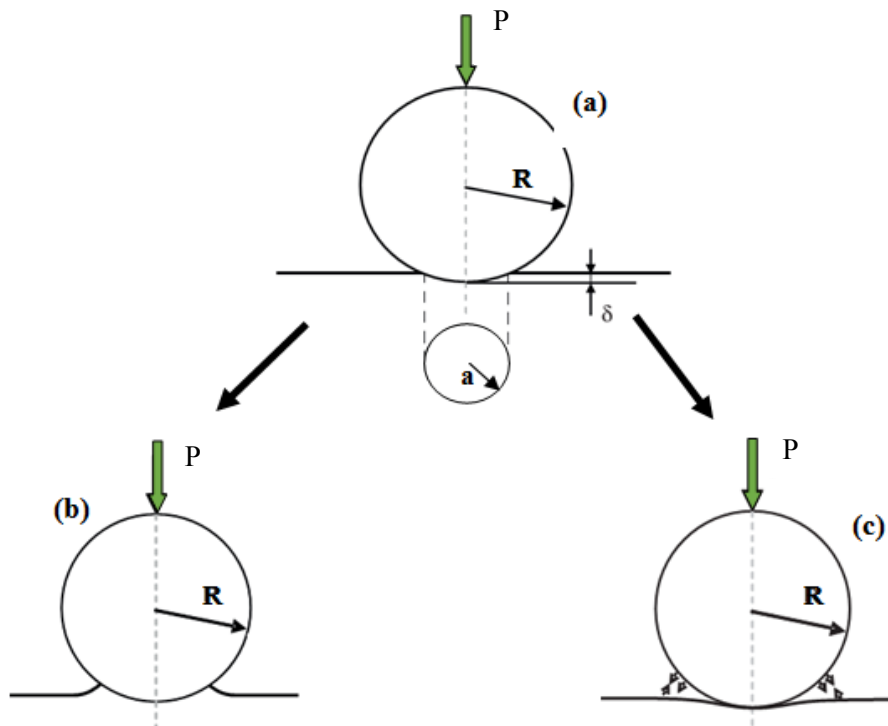


Fig. I. 2. Contact sphère-plan montrant [6] :

(a) la pénétration de la sphère dans le plan ; **(b)** les forces d'attraction confinées au surface de contact ; **(c)** contact de Hertz avec les forces d'attraction en dehors de la zone de contact.

Le tableau I.1 résume les principales caractéristiques des trois types de contacts sphère-plan : Hertz, JKR et DMT. Ici, F_{ad} se réfère à la force d'adhérence nécessaire pour rompre le contact, a est le rayon de la zone de contact sous la charge P (a_0 : sous charge nulle), δ est la déformation totale, R est le rayon de la sphère, P est la charge appliquée normale, W est la force d'adhérence entre la sphère et le plan et K est donnée par la relation :

$$\frac{1}{K} = \frac{3}{4} \left(\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right) \quad (\text{I. 6})$$

Le modèle JKR est principalement valable pour les matériaux à haute énergie de surface avec des surfaces de contact importantes (matériaux mous ou sphères de grand rayon, typiquement de quelques mm), alors que le modèle DMT est plutôt valable pour les matériaux durs de petites sphères et faible énergie de surface.

Tableau I. 1 Quelques valeurs caractéristiques pour le contact sphère-plan [6].

	Contact d'Hertz	Modèle de JKR	Modèle de DMT
F_{ad}	0	$\frac{3}{2} \pi W R$	$2 \pi W R$
a	$\left(\frac{R}{K} P \right)^{\frac{1}{3}}$	$\left(\frac{R}{K} \left(P + 3 \pi R W + \sqrt{6 \pi R W P + (3 \pi R W)^2} \right) \right)^{\frac{1}{3}}$	$\left(\frac{R}{K} (P + 2 \pi R W) \right)^{\frac{1}{3}}$
a_0	0	$\left(\frac{6 \pi W R^2}{K} \right)^{\frac{1}{3}}$	$\left(\frac{2 \pi W R^2}{K} \right)^{\frac{1}{3}}$
δ	$\frac{a^2}{R}$	$\frac{a^2}{R} - \frac{2}{3} \sqrt{\frac{6 \pi W a}{K}}$	$\frac{a^2}{R}$

La figure I. 3 montre l'évolution de la zone de contact entre une aspérité pointue et une surface plane en fonction de la charge normale appliquée. Lorsque cette charge est nulle, la zone de contact devient également nulle en absence des forces de surface (contact d'Hertz). Lorsque les forces de surface agissent (JKR ou DMT), nous notons que, même lorsque la charge appliquée est nulle ou négative, la zone de contact a toujours une valeur non nulle.

Plusieurs auteurs [10-12] ont rapporté que la force d'adhérence due uniquement aux forces de surface peut être suffisante pour induire la plastification de la surface dentelée. Des valeurs allant de quelques micronewtons à plusieurs dizaines de micronewtons ont été enregistrées sous vide entre des surfaces métalliques.

Enfin, nous notons que le contact adhésif dépend également de la température et de la durée du contact entre les matériaux [13, 14].

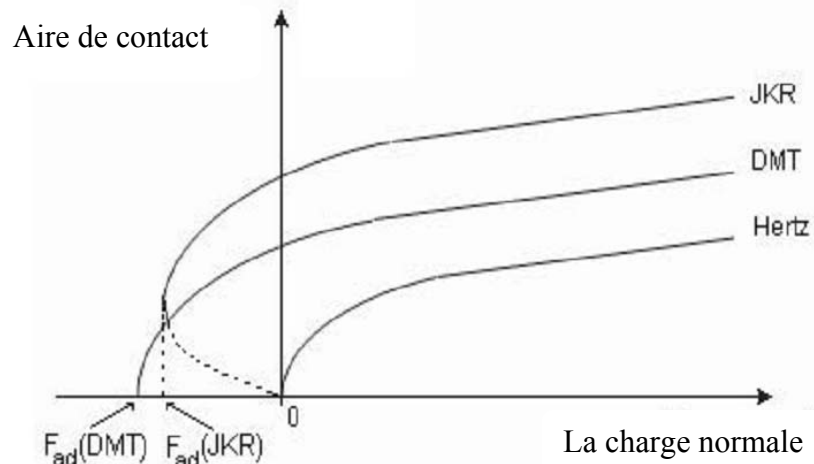


Fig. I. 3. Variation de la zone de contact en fonction de la charge appliquée : une comparaison des trois modèles Hertz, DMT et JKR [6].

I-2. Frottement et usure des contacts métalliques

I-2.1. Le coefficient de frottement

Considérons un parallélépipède solide sur un plan horizontal soumis à une charge normale P . Nous appliquons maintenant progressivement une force F parallèle au plan afin de la mettre en mouvement et d'augmenter sa vitesse (V) de 0 à V_{max} (Fig. I. 4).

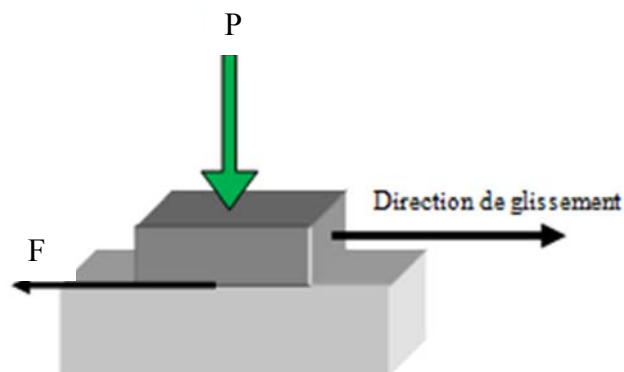


Fig. I. 4. Définition de la force tangentielle.

Ce déplacement entraînera une force de friction F dans le plan, dans la direction opposée au mouvement de glissement et opposée à celui-ci.

Connaissant P et ayant déterminé F expérimentalement, nous pouvons alors calculer le coefficient de frottement μ qui est défini par :

$$\mu = \frac{F}{P} \quad (\text{I. 7})$$

En effet, nous notons que le coefficient de frottement statique (μ_s avec $F = F_s$) est distinct du coefficient de frottement dynamique (μ_d , avec $F = F_d$), comme illustré dans la figure I. 5 :

- F_s est la force maximale à appliquer pour mettre le solide en mouvement ;
- F_d est la force appliquée pour maintenir ce mouvement.

Nous observons souvent une évolution fluctuante de la force de frottement. Ceci correspond au phénomène de glissement qui résulte d'une série d'adhérences et de ruptures du contact aux points intimes entre les surfaces opposées.

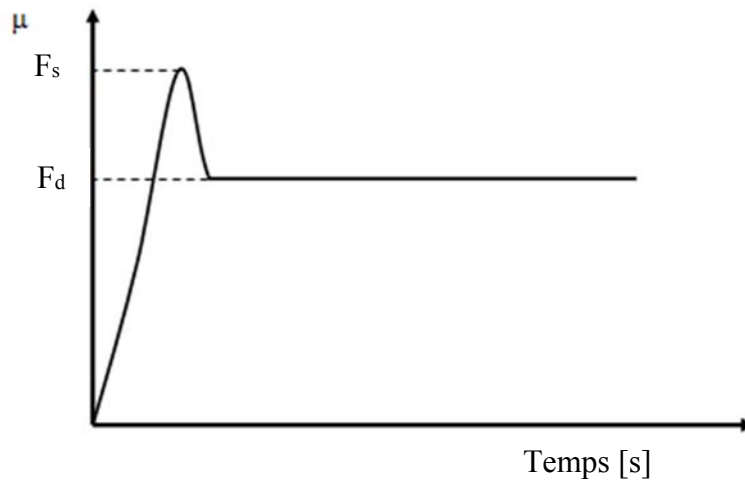


Fig. I. 5. Evolution du coefficient de frottement avec le temps.

En fonction de la nature des matériaux et des conditions expérimentales, plusieurs types de comportement peuvent être observés, comme illustré dans la figure I. 6.

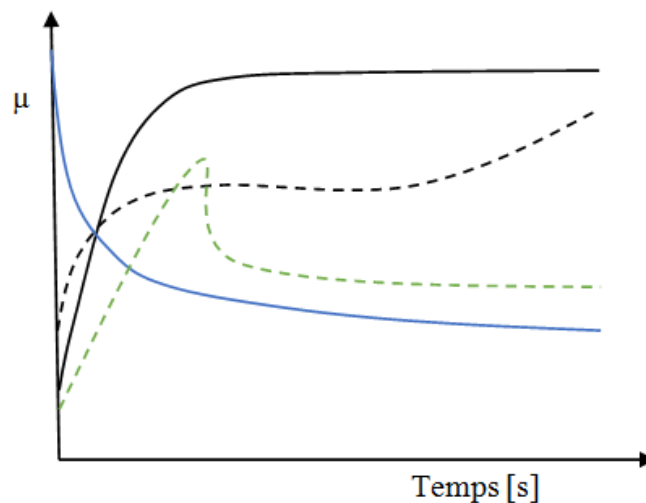


Fig. I. 6. Exemples d'évolution du coefficient de frottement en fonction du temps [6].

Ils résultent des modifications chimiques, topographiques ou structurelles des surfaces en contact glissant et peuvent inclure l'oxydation, la transformation de phase allotropique, l'amorphisation, la cristallisation, la diffusion, la fusion, le polissage ou l'enlèvement de matière.

Dans la figure I. 7, nous illustrons le cas de deux surfaces métalliques en contact glissant et la formation et le cisaillement ultérieur d'une jonction de la zone A, illustrant le transfert de matière du matériau le plus mou (**B**) au matériau le plus dur (**A**).

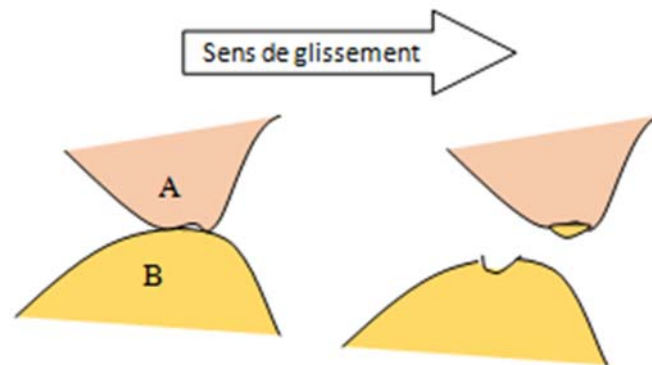


Fig. I. 7. Adhésion avec transfert de matière.

Dans ces conditions, si nous réécrivons l'équation [I. 7] en remplaçant F par le produit $A\tau$ et P par le produit AP_m , nous obtenons :

$$\mu = \frac{A\tau}{AP_m} = \frac{\tau}{P_m} \quad (\text{I. 8})$$

Si nous adoptons le critère d'écoulement de Von Mises depuis la plastification, nous pouvons écrire :

$$P_m = 3f_y \quad (\text{I. 9})$$

Et

$$\tau = \tau_c = \frac{f_y}{\sqrt{3}} \quad (\text{I. 10})$$

Si nous réécrivons ensuite l'équation (I. 8) en tenant compte des équations (I. 9) et (I. 10), nous obtenons : $\mu = 0,2$.

Bien qu'il s'agisse d'un modèle simple, il peut donner des valeurs acceptables pour μ , même si elles sont légèrement faibles comparées aux valeurs moyennes obtenues pour les paires métal-métal. Le tableau I. 2 présente certaines valeurs pour les coefficients de frottement de différents matériaux.

Tableau I. 2. Quelques valeurs pour les coefficients de frottement statique (μ_s), et dynamique (μ_d) [15]

Matériaux	Coefficients de frottement	
	μ_s	μ_d
Acier / Acier	0,2 - 0,8	0,2 - 0,8
Aluminium / Acier	$\geq 0,8$	≥ 1
Aluminium / Aluminium	1	0,8
Cuivre / Acier	0,5	0,45
Laiton / Acier	0,5	0,45
Garniture de frein / Acier	0,3-0,4	0,25 - 0,35
Graphite / Acier (dans l'air)	0,1	0,1
PTFE / Acier	0,05 - 0,1	$< 0,1$
Caoutchouc / Métal	≈ 1	$\approx 0,5 - 1,5$

Nous rappelons que le frottement est extrêmement sensible à la propreté de la surface et à l'environnement ambiant dans lequel les matériaux sont placés.

I-2.2. Tribomètres

Les tests tribologiques sont effectués avec des tribomètres pouvant fonctionner à l'air ou dans une atmosphère contrôlée, avec ou sans lubrification. D'autre part, les paramètres imposés sont généralement la charge appliquée, la vitesse de glissement et les conditions environnementales (humidité et atmosphère contrôlée, c'est-à-dire nature et pression des gaz introduits). Les grandeurs mesurées sont généralement la force de frottement, la température de surface, la résistance de contact et l'usure [6].

En fonction de l'application, les tests peuvent être réalisés avec différentes géométries de contact (Fig. I. 8). En effet, dans la présente étude nous avons utilisé la configuration plan-cylindre (Fig. I. 8 (d))

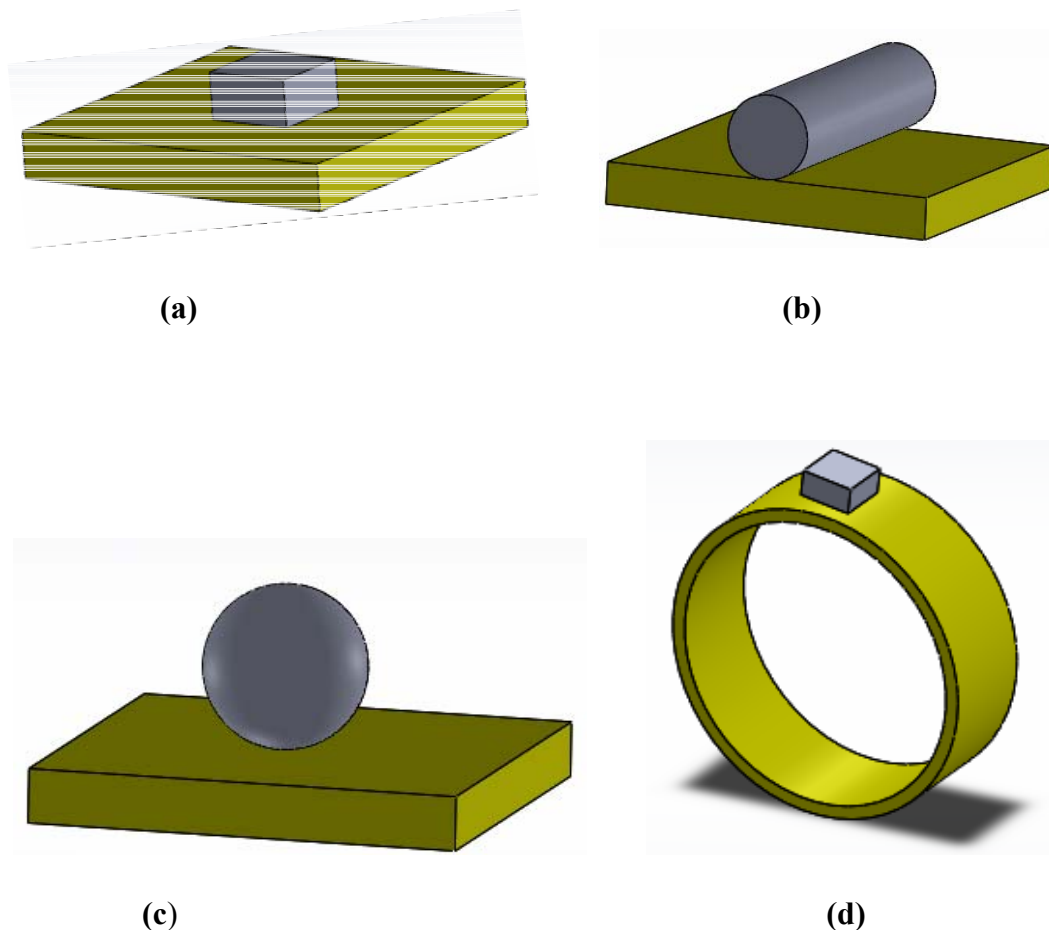


Fig. I. 8. Variété de géométrie de contact dans les tribomètres, **(a)** plan/plan, **(b)** cylindre/plan, **(c)** sphère/plan et **(d)** plan/cylindre.

I-2.3. Lois et théories de frottement

Historiquement, ce fut Léonard de Vinci qui, le premier, tenta de fournir une explication scientifique du frottement (vers 1500) et qui introduisit la notion de coefficient de frottement. Dans les années 1700, Guillaume Amontons a formulé les deux premières lois du frottement qui portent encore son nom aujourd'hui :

- la force de friction est proportionnelle à la charge normale appliquée ;
- la force de friction est indépendante de la zone de contact apparente.

Ces lois ont été vérifiées avec la plupart des métaux. Cependant, avec des matériaux très durs ou des matériaux très élastiques (tels que le caoutchouc), les résultats expérimentaux ne concordent pas avec les prévisions théoriques [16]. Il convient également de noter que même pour les métaux, lorsque la pression de contact est inférieure au seuil d'écoulement plastique, nous observons un comportement opposé à celui décrit par la première loi. C'est

Charles-Augustin Coulomb qui a introduit une distinction entre les coefficients de frottement statique et dynamique et qui a formulé la troisième loi du frottement dans les années 1780.

- le coefficient de frottement est indépendant de la vitesse de glissement.

Ces trois règles ont été vérifiées dans de nombreux cas, mais elles doivent être utilisées avec prudence, car elles ne s'appliquent pas à tous les matériaux, quels que soient l'environnement et le type de stress. Cela est particulièrement vrai lorsque les vitesses de glissement sont trop élevées ou lorsque la plage de charges utilisée est trop grande [17].

C'est dans les années 1950 qu'une approche microscopique a été introduite, basée sur la formation et la rupture de jonctions aux points de contact entre les surfaces opposées [16, 1]. Sous l'effet combiné de la charge appliquée et de la vitesse de glissement, l'augmentation de la température interfaciale peut entraîner la croissance de nombreux points de jonction entre les solides. Lorsque ces jonctions sont faibles, un cisaillement se produit à l'intérieur mais avec peu ou pas de transfert de matière. Inversement, lorsqu'ils sont forts, le cisaillement se produit dans le matériau le plus mou qui est transféré sur le matériau plus dur. C'est ce qui se produit par exemple lorsqu'une sphère en cuivre tendre ou à base de cuivre est frottée contre une surface en acier dur (Fig. I. 9).

Afin d'expliquer le frottement, une théorie basée sur le chevauchement des aspérités de surface a également été proposée mais a été rapidement abandonnée lorsqu'il a été établi que les surfaces soigneusement polies pouvaient toujours avoir des coefficients de frottement élevés.

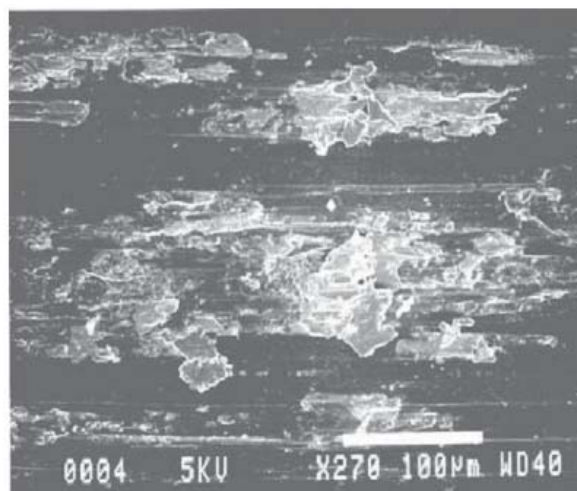


Fig. I. 9. Particules de bronze (claires) transférées sur une surface en acier (sombre) par friction [6].

Aujourd'hui, cependant, nous savons que selon la nature des matériaux et les conditions des surfaces en contact, il existe une valeur optimale de rugosité qui minimise le frottement. Plus la surface est lisse et la rugosité faible, plus la surface de contact réelle sera grande et, par conséquent, plus le composant de frottement adhésif sera important (voir l'équation (I. 10)). Inversement, plus la surface est rugueuse, plus les aspérités sont pointues et nombreuses, plus le composant de déformation plastique sera important. Entre ces deux extrêmes, il existe une optimale associée à un faible coefficient de frottement (Fig. I. 10). Il convient de noter que, pour un état de surface donné, l'évolution du coefficient de frottement par rapport à la charge normale appliquée est similaire à celle illustrée à la figure I. 10. Il existe une charge optimale qui minimise le coefficient de frottement [18].

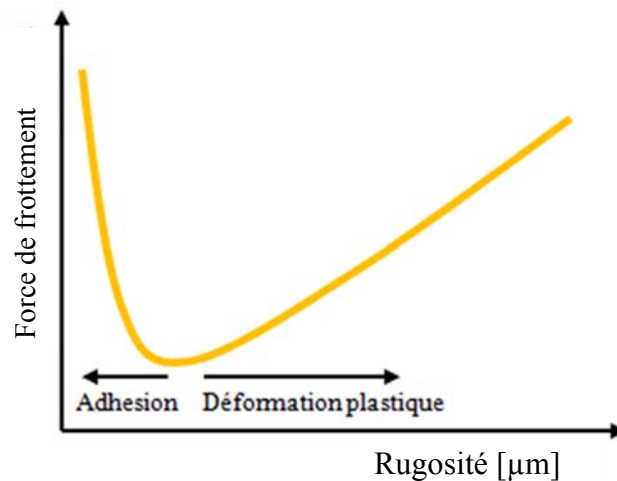


Fig. I. 10. Impact de la rugosité sur le frottement : définition de la rugosité optimale. L'évolution du frottement par rapport à la charge appliquée peut être illustrée par une courbe de forme similaire.

Il est largement reconnu que la force de friction se compose de deux termes et peut être exprimée comme suit :

$$F = F_d + F_a \quad (\text{I. 11})$$

Le terme F_d est dû à la déformation des aspérités et au labour de la surface la plus molle par la surface la plus dure (composant de déformation plastique), alors que F_a est la force nécessaire pour cisailer les jonctions adhésives entre les matériaux opposés (composant adhésif).

Pendant le processus de friction, seule une partie de l'énergie dissipée est due à l'usure des matériaux opposés. En effet, Briscoe [19] donne comme guide général les formes d'énergie dont lesquelles l'énergie mécanique est convertie lors du frottement :

- énergie thermique entraînant une augmentation de la température des corps frottant ;

- énergie acoustique produisant des effets audibles ;
- énergie optique, y compris toute la gamme spectrale ;
- énergie électrique, responsable de la génération de charges électrostatiques ;
- énergie mécanique provoquant l'usure des corps en contact ;
- énergie mécanique (ou entropie), entraînant une fragmentation accrue des particules d'usure.

La contribution relative de ces différentes formes de dépense d'énergie mécanique différera en fonction de la nature des matériaux opposés, de l'environnement et des conditions de contact. Il n'y a donc pas de corrélation entre l'usure et le frottement, et il est en effet possible d'observer un frottement important sans aucune usure superficielle. L'usure ne peut donc être corrélée qu'à une fraction de l'énergie utilisée dans le processus d'usure lui-même.

I-3. L'usure

Un système tribologique est constitué de deux corps en contact dans une configuration donnée et du troisième corps produit à l'interface par usure. Ce troisième corps est généralement constitué des débris d'usure qui nous aident à interpréter le comportement du contact.

Le phénomène d'usure se traduit par une dégradation des surfaces en contact par frottement lors de l'usage. Lorsqu'un contact est soumis à des contraintes, divers types d'endommagements peuvent avoir lieu selon l'intensité des contraintes appliquées. Quand ces dernières dépassent localement la limite d'élasticité d'un des deux matériaux en contact, celui-ci se déforme soit plastiquement (matériau ductile) soit va s'écailler ou microfissurer (matériau fragile) après quelques cycles de fonctionnement : c'est l'usure par « déformation » [20].

Les mécanismes résultant de l'usure par frottement sont très divers : présence de débris à l'interface, mécanismes de transfert, modification des surfaces en contact par enlèvement de matière à l'interface, l'influence de l'environnement, couplage entre les aspects mécaniques, physicochimiques et autres.

Compte tenu de la multitude des mécanismes pouvant avoir lieu simultanément et donc difficilement séparables et quantifiables, la complexité de l'étude de l'usure réside dans la difficulté à modéliser ce processus. Différentes approches théoriques dans la littérature sont basées sur des hypothèses simplificatrices en découplant les processus impliqués afin de mieux les comprendre. En effet, l'étude de la cinétique d'usure a montré l'existence de trois phases d'usure (Fig. I. 11).

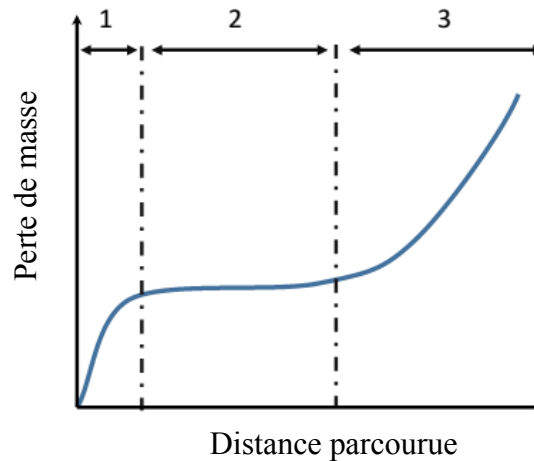


Fig. I. 11. Cinétique d'usure : régimes d'évolution de la perte de la masse en fonction de la distance parcourue de frottement [20].

- **phase transitoire (zone 1) :** phase d'adaptation des surfaces, appelée aussi phase de rodage ou d'incubation ;
- **phase stationnaire ou régime stabilisé (zone 2) :** mode d'utilisation normale où la perte de matière est sensiblement régulière. Dans cette phase, l'évolution de la perte de matière est quasi linéaire en fonction du temps ;
- **phase d'usure catastrophique (zone 3) :** accélération de l'usure aboutissant à une mise hors service du composant (endommagement, jeu exagéré, lubrification inefficace, etc.).

I-3.1. Les différentes formes d'usure

Il est habituel de classer l'usure en quatre catégories différentes : usure par adhésion, usure par abrasion, usure par fatigue et usure tribochimique.

I-3.1.1. Usure adhésive

L'usure adhésive (illustrée à la fig. I. 12) est caractérisée par l'apparition de jonctions (ou microsoudures) entre les surfaces soumises au frottement. Lorsque ces jonctions sont faibles, un cisaillement se produit à l'interface des deux surfaces et il n'y a pas d'usure. Cependant, lorsque les jonctions sont fortes, le matériau le plus tendre est sujet au cisaillement et, par conséquent, est transféré sur le matériau le plus dur [21]. L'énergie thermique dissipée par frottement, alliée aux très fortes pressions ponctuelles suffit pour souder les jonctions en contact et pour provoquer un écoulement plastique localisé du métal [22]. Les jonctions appelées chaudes ou métallurgiques sont accompagnées d'une interdiffusion et d'une recristallisation du matériau près de l'interface. Les jonctions froides sont dues à l'adhésion des métaux à des températures relativement basses.

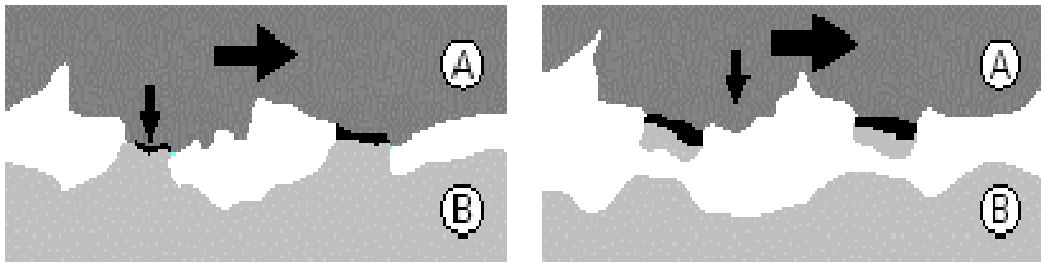


Fig. I. 12. Phénomènes élémentaires de l'usure adhésive [23].

Le taux d'usure adhésive dépend dans une certaine mesure, des duretés relatives du métal le plus tendre du couple tribologique et de son oxyde. En général, sans compter l'effet des oxydes, le coefficient d'adhésion décroît avec l'augmentation de la dureté dans un couple de matériaux [24].

I-3.1.2. Usure abrasive

L'usure abrasive (illustrée à la fig. I. 13) se produit lorsqu'un matériau dur est mis en contact avec un matériau mou. Ce type d'usure peut causer des égratignures, l'usure des rainures et le retrait des matériaux. Du fait, ils provoquent sur les surfaces, des rayures caractérisées à la fois par un déplacement de matière par déformation plastique et par un enlèvement de matière dû au cisaillement et formation de micro copeaux.

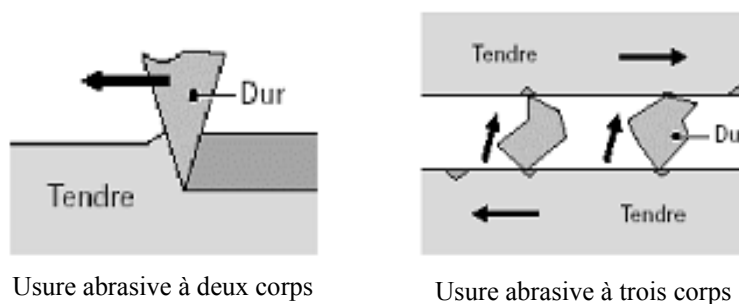


Fig. I. 13. Phénomènes élémentaires de l'usure abrasive [23].

En effet, l'abrasion tend à produire des modifications marquées dans la structure et l'orientation des couches superficielles. Pour les métaux, la surface abrasée ressemble à celle produite par laminage : écrouie de façon continue et éventuellement soumise à des changements de phase, elle devient graduellement plus résistante à l'abrasion.

I-3.1.3. Usure par fatigue

L'usure par fatigue de surface se produit lorsqu'un matériau est soumis à des contraintes cycliques. En raison des contraintes introduites dans les couches superficielles du matériau, des fissures parallèles à la surface se développent à l'intérieur du matériau [25].

Lorsqu'ils atteignent une taille critique, ils génèrent des débris en forme de flocons. Ce phénomène est également appelé usure par délamination. Certains auteurs [26, 27] ont considéré, l'usure pendant le glissement comme la conséquence d'un phénomène de fatigue des couches superficielles.

I-3.1.4. Usure tribochimique

L'usure tribochimique est un phénomène qui implique la croissance d'un film de produits de réaction en raison d'interactions chimiques entre les surfaces en contact les unes avec les autres et le milieu environnant. L'une des formes les plus courantes d'usure tribochimique est l'usure tribo-oxydante. L'augmentation de la température due au frottement accélère la croissance d'un film d'oxyde qui se détache de la surface lorsqu'il atteint une certaine épaisseur critique. Les débris ainsi générés peuvent participer au processus d'usure ou être évacués du chemin de friction.

I-3.2. Loi d'usure : Le modèle d'Archard

En 1953, Archard [28] établit expérimentalement une relation permettant d'estimer pour un contact pion-disque le volume de matériau usé U dans le cas d'un contact glissant à vitesse constante et pour des matériaux de dureté très différente :

$$U = k \frac{P}{H} d \quad (\text{I. 12})$$

En fonction d'un coefficient d'usure k sans dimension, de la force normale appliquée P , de la dureté ou de la contrainte d'écoulement du matériau le plus mou et de la distance de glissement d . La loi d'Archard s'exprime également sous la forme :

$$U = KPd \quad (\text{I. 13})$$

où K est un coefficient d'usure exprimé en Pa^{-1} .

En 1984, Frick [29] introduit le concept de travail d'usure W ce qui conduit à une expression simplifiée de la loi d'Archard :

$$W = P d \quad \text{et} \quad U = KW \quad (\text{I. 14})$$

Frick utilise la force normale pour le calcul du travail d'usure. D'autres auteurs comme Axisa et al. [30] ont proposé une expression du travail d'usure basée à la fois sur les forces normales et tangentielles. Hofmann et al. [31] utilisent la force normale pour le calcul

du travail d'usure et introduisent des facteurs de correction déterminés statistiquement à partir des résultats des essais.

I-3.3. Cartes d'usure

Les cartes d'usure sont utilisées pour représenter les différents types d'usure en fonction des paramètres tribologiques [32]. La figure I. 14 montre la carte d'usure d'un contact acier-acier de type pion-disque. Les différents domaines sont tracés en fonction des paramètres normalisés.

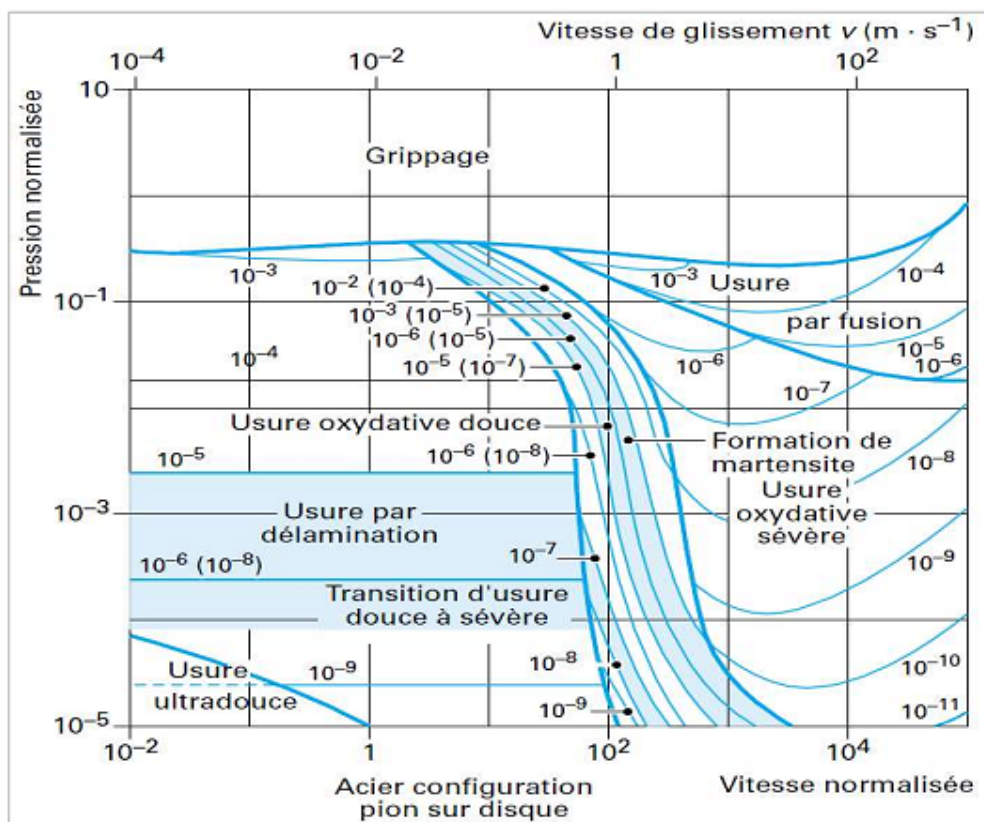


Fig. I. 14. Carte d'usure des aciers [23].

I-3.4. Notions de troisième corps et de circuit tribologique

La figure I. 15 présente le principe de la théorie du troisième corps. Les particules et débris d'usure constituent un troisième corps qui va séparer les deux solides initialement en contact. En effet, l'étude du contact revient à étudier les différents débits. Le débit de production (source) provient de l'usure des solides.

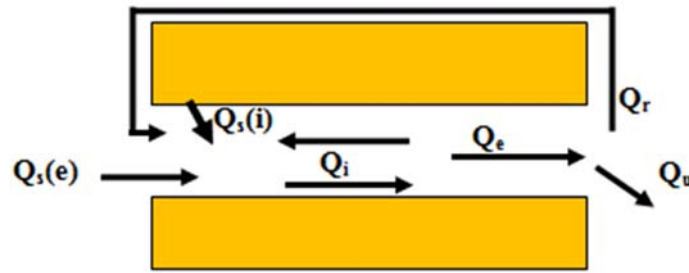


Fig. I. 15. Circuit tribologique pour un contact modèle.

Les particules vont ensuite s'écouler sous l'effet du cisaillement résultant du glissement des deux premiers corps. Certaines particules vont être éjectées du contact d'autres vont être recyclées (entrer à nouveau dans le contact). La difficulté est de caractériser ces différents débits. Les principaux phénomènes décrits précédemment peuvent être modélisés par cette approche [33] :

- usure = production du troisième corps ;
- frottement = rhéologie du troisième corps (comparable à la viscosité d'un fluide).

I-4. Paramètres agissants sur le frottement et l'usure

La perte de masse quantifiant l'usure d'un corps mou glissant sur une surface dure est proportionnelle non seulement à la distance de glissement, mais aussi à la charge normale appliquée P [34, 35].

Pour les aires de contact élevées, le coefficient de frottement est indépendant de la charge normale. En revanche, pour les très petites aires de contact, quand P croît, μ peut soit augmenter, dans le cas du glissement diamant sur céramique [36], soit diminuer, dans le cas du glissement métal sur métal [37].

La température de contact lors des essais d'usure varie d'une manière spontanée et aléatoire. Cette température de contact dépend essentiellement de la nature du couple des matériaux en contact de la charge et de la vitesse. Cependant la mesure de la température est très difficile à effectuer compte tenu du choix de l'endroit de prise de la température et des phénomènes d'évacuation de la chaleur et de la dissipation de l'énergie.

Au cours des essais d'usure pour différentes vitesses de glissement, la température augmente d'une manière progressive en fonction de la vitesse puis elle s'élève brutalement au fur et à mesure qu'on se rapproche du point de contact, et enfin on prouve par observation métallographique que l'échantillon subit un écoulement plastique provoqué par l'élévation de la température en fonction de la vitesse [38].

En règle générale, le coefficient de frottement diminue avec l'augmentation de la vitesse de glissement [37]. Par ailleurs, l'élévation de la température des matériaux en contact influence leur résistance à l'usure, sachant qu'elle entraîne une dégradation de leurs propriétés mécaniques [39].

Remarquons enfin que l'état géométrique (rugosité) et physico-chimique des surfaces des matériaux en contact glissant influence grandement le comportement tribologique du couple de frottement.

Nous pouvons conclure que les paramètres [7]: charge normale, température, aire de contact, état physico-chimique des surfaces frottantes (la rugosité, les couches d'oxydes), structure cristallographique et les propriétés mécaniques des matériaux (dureté), l'absence ou la présence d'un lubrifiant et la présence d'agents actifs en frottement (additifs anti-usure) ont un effet important sur le comportement en frottement et usure des pièces en contact.

I-5. Processus d'oxydation des métaux

I-5.1. Généralités

Nous appelons corrosion l'attaque d'un matériau par son milieu environnant. En effet, les surfaces de la très grande majorité des métaux réagissent avec l'oxygène de l'atmosphère à laquelle elles sont exposées pour former des oxydes qui ont leurs propriétés caractéristiques. En effet, lorsque la réaction se produit entre un métal avec un gaz, on parle d'une corrosion sèche ou oxydation. Ce terme désigne la perte d'un ou plusieurs électrons par réaction d'un métal avec un ou plusieurs autres atomes [40]. Si le métal oxydé X perd z électrons, l'élément avec lequel il réagit, gagne à son tour z électrons comme montre l'équation (I. 15). Le premier est alors oxydé et le second réduit.



La réaction d'un métal avec son environnement ne constitue en fait qu'un cas particulier de l'oxydation.



L'oxyde électriquement neutre possède une structure cristallographique bien définie dans laquelle deux sortes d'ions, métalliques et oxygène, interviennent suivant des sites préférentiels. En outre, un oxyde est constitué de grains dont le comportement peut être comparé au comportement des grains métalliques. Ainsi, un oxyde peut se recristalliser, avoir des grains qui grossissent ou qui subissent une déformation plastique en particulier à haute température.

Si un alliage est oxydé, les produits de la réaction qui en résultent, se présentent sous forme de couches séparées ou comme une mixture hétérogène. Dans ce dernier cas, un nouveau composé mixte peut se former. D'autre part, si l'un des oxydes est en excès il peut imposer sa structure sur les autres composés présents en faibles quantité.

I-5.2. Genèse de la couche d'oxyde

La formation de la couche d'oxyde se fait en quatre étapes. En premier lieu, il y a adsorption chimique de l'oxygène à la surface du métal. Cette adsorption conduit à la formation de liaisons en général ioniques entre l'oxygène et les ions métalliques. Cette étape est favorisée par le fait que les liaisons métalliques des atomes à la surface ne sont pas saturées. Après une certaine période d'incubation, il y a germination de l'oxyde à la surface du métal, puis croissance latérale des germes, ce qui entraîne un recouvrement complet de la surface du métal par un film d'oxyde. La croissance du film d'oxyde se poursuit et modifie la cinétique de l'oxydation, puisque l'épaisseur de la couche d'oxyde sur la surface sépare le milieu gazeux et le métal [41]. Si un métal forme plusieurs oxydes, les composés sont arrangés de telle sorte que le plus riche en oxygène soit à l'interface solide-gaz, tandis que le plus pauvre se situe à l'interface métal-oxyde [42]. Cette distribution des couches d'oxydes induit une grande influence sur l'usure du contact en présence d'un champ magnétique.

I-5.3. Oxydation du fer

Un oxyde de fer est un composé chimique résultant de la combinaison d'oxygène et de fer. En effet, la surface du fer s'oxyde pour donner les oxydes de fer (FeO , Fe_3O_4 ou Fe_2O_3).

- **L'oxyde de fer FeO** : également appelé oxyde ferreux, poudre noire inflammable utilisée parfois dans la composition d'explosifs, stable au-dessus de 570°C [43] et présente un caractère plastique relativement prononcé [44].

- **L'oxyde de fer (Fe_3O_4)** : sesquioxyde de fer parfois appelé oxyde magnétique, et magnétite sous sa forme minérale, il est de couleur noire et poreuse [45].

- **L'oxyde de fer Fe_2O_3** : il est appelé oxyde ferrique, il joue un rôle majeur dans la dégradation par le frottement et l'usure à cause de son caractère abrasif [46]. C'est l'oxyde le plus dur des oxydes de fer (10^4 MPa).

I-5.4. Le bronze

Le bronze est un nom générique qui était donné autrefois à tous les alliages de cuivre. Aujourd'hui son sens s'est restreint aux alliages de cuivre et d'étain. Le bronze est l'alliage de fonderie avec une excellente résistance à la corrosion et possède un bon coefficient de

frottement et une grande résistance à l'usure ainsi que de bonnes caractéristiques mécaniques (ressorts, bagues, rondelles, contacts...) Il est employé dans les industries de construction mécanique, automobile, électriques, bagues, paliers, coussinets, etc. Nous les utilisons souvent comme matériau de frottement en face de l'acier. Les bronzes au plomb sont normalement composés de plus de 60 % de cuivre et d'une proportion variable de plomb. Leurs caractéristiques principales sont : une bonne résistance à l'usure, augmentant la capacité de charge et la tenue en température.

Les bronzes au plomb contiennent au moins 3 % d'étain pour élever la résistance mécanique et jusqu'à 8 % de plomb. Les bronzes au plomb supportent assez bien le frottement à grande vitesse sous forte charge, mais la température ne doit pas dépasser 180 °C sous peine de déformations prohibitives [47]. Par ailleurs, quand un alliage riche en cuivre est exposé à une atmosphère oxydante, l'oxydation est initialement dominée par la croissance vers l'extérieur de Cu_2O à cause de la grande solubilité et diffusivité de l'oxygène dans le cuivre.

La majorité de la couche d'oxyde est formée de Cu_2O croissant par une rapide diffusion vers l'extérieur du métal via les lacunes.

Le flux de cuivre à l'interface oxyde-alliage et à travers la couche extérieure de Cu_2O décroît avec l'augmentation de la concentration en plomb.

I-5.4.1. Structure et propriétés des oxydes formés

De nombreux travaux ont été consacrés à l'étude de l'oxyde de cuprite (Cu_2O) et l'oxyde de ténorite (CuO) :

a) Structure de la cuprite (Cu_2O)

La structure du cristal de cuprite est cubique de type $Pn3m$ (Fig. I. 16). Sa couleur est rouge et sa densité est de 6.10^3 [kg.m^{-3}]. La cuprite est reconnue comme un semi-conducteur de type-p dont les défauts majoritaires sont des lacunes de cuivre neutres, des lacunes de cuivre mono-chargées et des trous électroniques [48-51].

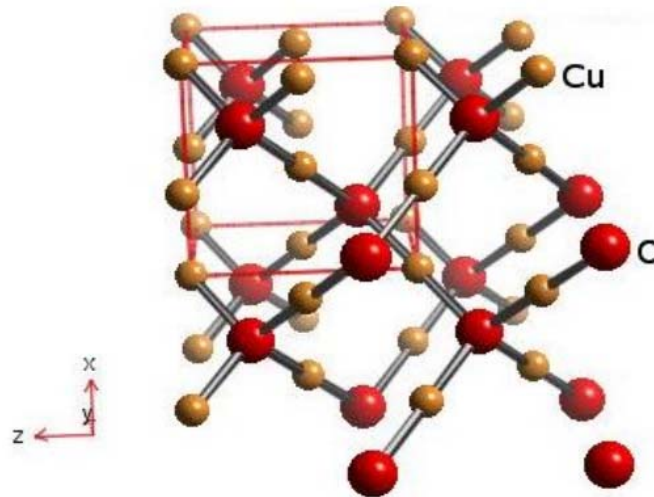
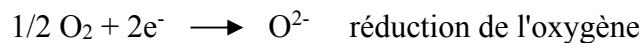
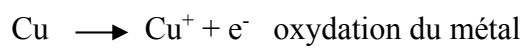


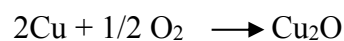
Fig. I. 16. Structure cristallographique de la cuprite [52].

a. 1) Formation d'une couche d'oxyde

Dans les conditions les plus habituelles, le cuivre réagit avec l'oxygène pour former un film ou une couche d'oxyde cuivreux, Cu_2O , selon le processus électrochimique global suivant :



La réaction totale obtenue est :



L'oxyde cuivreux (cuprite) ainsi formé est adhérent au métal et peu poreux. De par sa nature de semi-conducteur type p, il a un effet fondamental sur le mécanisme de la maladie de bronze.

Sans vouloir développer les différents modèles de croissance et de cinétique réactionnelle proposés dans la littérature, il est important de rappeler certaines de ses propriétés.

a. 2) Propriétés de l'oxyde cuivreux

L'oxyde cuivreux est un composé non stœchiométrique à lacunes cationiques, de formule globale Cu_{2-x}O . Sa croissance est gouvernée par le transport des ions Cu(I) à travers la couche d'oxyde pour former le réseau à la surface externe de l'oxyde (Fig. I. 17) étape cinétique la plus lente [40].

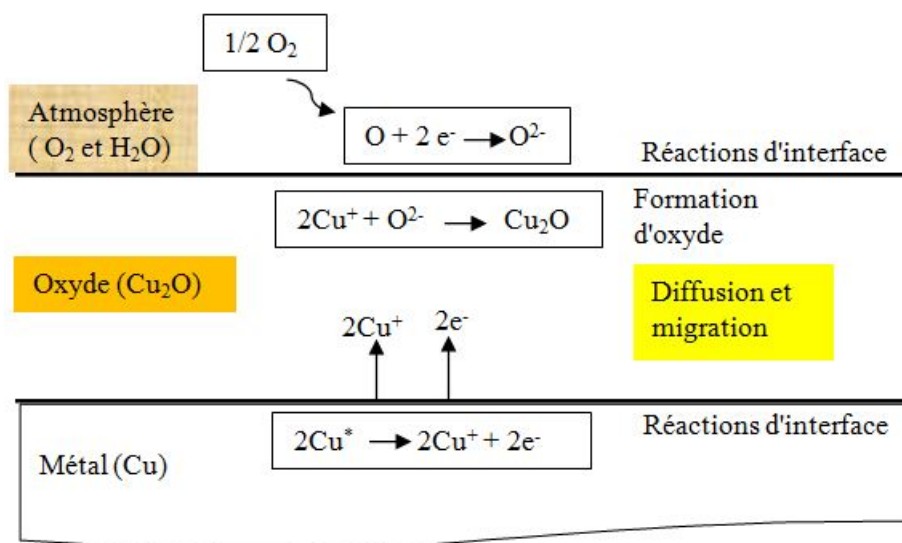


Fig. I. 17. Schéma théorique du modèle de réaction du cuivre et de formation d'une pellicule d'oxyde en milieu aéré.

b) Structure de la ténorite (CuO)

La ténorite est de structure monoclinique (Fig. I. 18). Sa couleur est noire et sa densité est de $6,31 \cdot 10^3$ [kg.m⁻³]. Les premières études consacrées à l'investigation du non stœchiométrie de la ténorite reviennent aux travaux de Tretaykov et al. [53]. Le rapport O/Cu a été trouvé inférieur à 1, ce qui suppose une structure déficitaire en oxygène ou riche en cuivre. Des lacunes d'oxygène neutres ou bien du cuivre interstitiel neutre ont été avancés par les auteurs comme défauts possibles. L'absence de lacunes chargées n'a pas été justifiée.

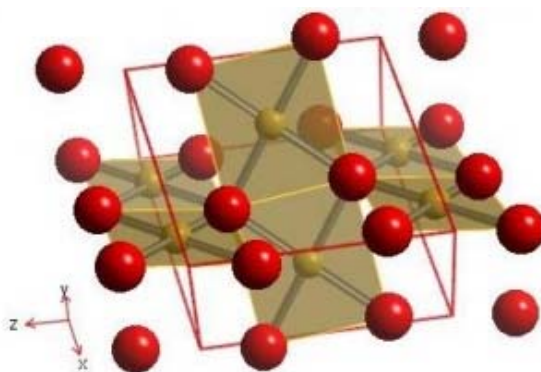


Fig. I. 18. Structure cristallographique de la ténorite [52].

En outre, l'oxyde CuO se forme toujours par oxydation de l'oxyde Cu₂O et par oxydation du cuivre métallique. Il y a donc impossibilité de coexistence du cuivre avec

l'oxyde CuO simultanément, car quelle que soit la température $\Delta G_1^0 < \Delta G_2^0$. Les seuls systèmes observables sont donc le cuivre avec Cu₂O, et Cu₂O avec CuO.



Fig. I. 19. Vue schématique de la superposition des couches d'oxyde sur le substrat.

Il faut noter que le cuivre dans l'air s'oxyde complètement en oxyde cuivrique (CuO) si les conditions cinétiques n'intervenaient pas.

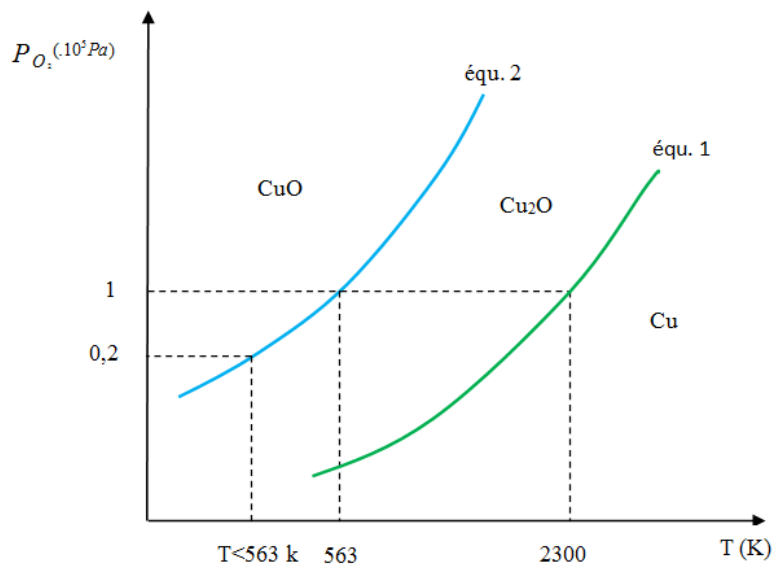


Fig. I. 20. Domaine de stabilité des oxydes de cuivre dans des conditions ambiante de pression et de température.

I-6. Matériaux autolubrifiants

I-6.1. Matériaux carbonés

L'élément carbone est très employé dans de nombreuses applications qui peuvent être très variées et la tribologie en fait partie car il offre des propriétés lubrifiantes très intéressantes. Les matériaux carbonés solides sont essentiellement constitués de l'élément C. Ils présentent la structure graphite (hybridation sp²), diamant (hybridation sp³) ou au moins

une organisation bidimensionnelle des couches de carbone, dans ce cas ils prennent le nom de carbones amorphes. Parmi les propriétés générales du carbone les plus intéressantes nous pouvons citer sa très grande légèreté (masse volumique inférieur ou égale à $2,26 \text{ g/cm}^3$) et son excellent caractère réfractaire avec une température de sublimation à la pression atmosphérique d'environ 3600°C et une température de fusion à 100 bars de 3900°C . Néanmoins, la plupart de ces propriétés évoluent significativement avec la température [54].

Dans les différents applications tribologiques, le carbone est utilisé sous la forme de carbone amorphe, de graphite, de carbone avec différents niveaux de graphitisation, de dépôts, ou sous forme de composites carbone/carbone.

I-6.1.1. Le graphite

Le graphite est composé d'un empilement de feuillets (Fig. I. 21) où les atomes de carbone ont des liens forts sur le même plan ou couche, mais des liaisons faibles à la couche au-dessus ou en dessous.

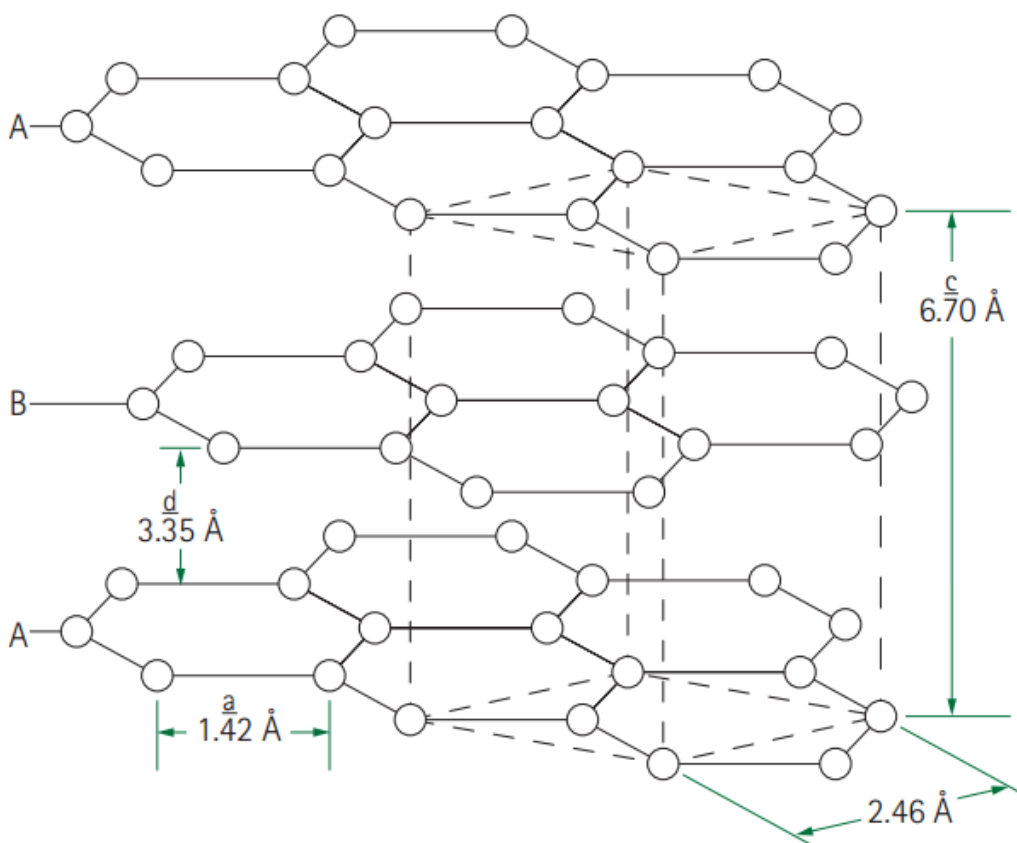


Fig. I. 21. Structure du graphite cristallin [55].

Ainsi, si nous touchons un morceau de graphite, nous avons une sensation douce, glissante (grasse), due au glissement des feuillets de carbone les uns par rapport aux autres. Ils

se détachent aisément car les liaisons entre feuillets sont faibles, ce qui explique que l'on puisse écrire avec du graphite (on laisse une trainée de feuillets détachés). Nous pouvons utiliser un paquet de cartes comme modèle analogique : chaque carte est solide, mais les cartes glissent l'une sur l'autre dans le paquet total.

Dans un feuillet, tous les atomes de carbone sont entourés de trois autres atomes séparés de $1,42 \text{ \AA}$: c'est une liaison covalente. Entre chaque couche, la distance est de $3,4 \text{ \AA}$. Les liaisons entre les couches sont de type "Van Der Waals". Ce sont des liaisons très faibles. Cela explique la très faible résistance du graphite aux contraintes mécaniques et sa faible dureté.

Dans cette structure, les atomes de carbone ne mettent en commun qu'un électron avec chacun de leurs voisins ; les électrons PI qui ne sont pas utilisés dans les liaisons, au nombre d'un par atome forment un nuage électronique qui s'étend dans chaque plan et qui est établi entre eux des liaisons faibles de types Van Der Waals [56]. D'autre part, la nature de cette structure contribue fortement à l'anisotropie des propriétés physiques du graphite qui est résistant, dur, et bon conducteur d'électricité dans les directions situées dans le plan basal et fragile et mauvais conducteur dans la direction perpendiculaire au plan basal. En effet, à l'échelle atomique, on distingue deux types d'atomes :

- Les atomes de plan : qui sont des atomes normalement engagés dans le réseau hexagonal des plans graphitiques.
- Les atomes de bordure : Ils sont situés en bordure des plans.

La structure du graphite en ce qui concerne les espacements entre les couches et la taille des cristallites change avec la température (Fig. I. 22). L'espacement entre les couches, d , diminue à mesure que la température du traitement thermique augmente. Commenant aux environs de $1500 \text{ }^\circ\text{C}$, l'espacement entre les couches, d , diminue fortement d'environ $3,50 \text{ \AA}$ à environ $3,40 \text{ \AA}$ lorsque la température atteint $2000 \text{ }^\circ\text{C}$. À ce stade, il commence à se stabiliser et se rapproche de $3,35 \text{ \AA}$ au-dessus de $3000 \text{ }^\circ\text{C}$. La taille des cristallites, L_a augmente à mesure que la température du traitement thermique augmente.

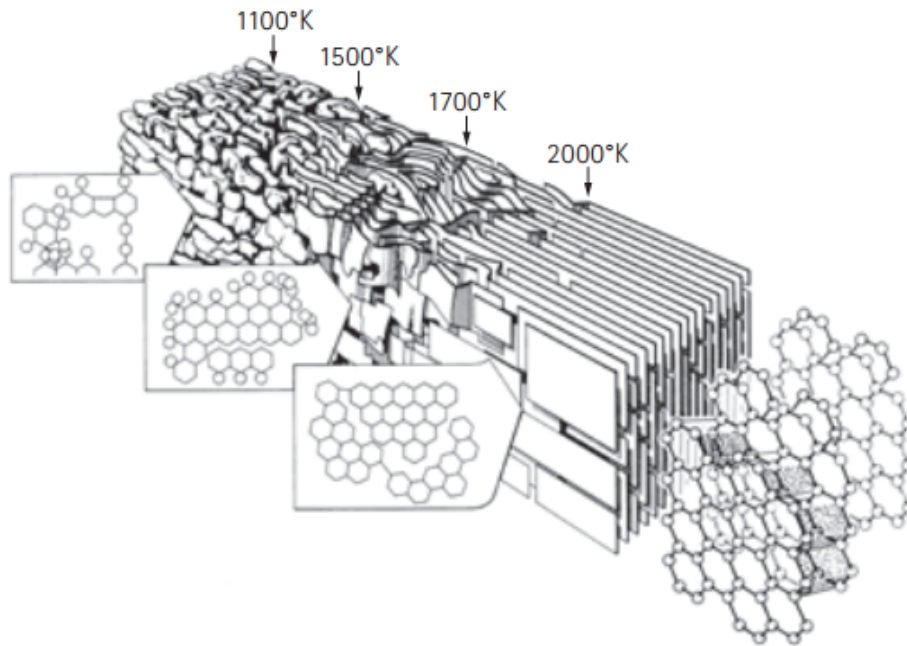


Fig. I. 22. Un modèle des changements de la mésophase au graphite pendant le traitement thermique [55].

I-6.1.2. Propriétés des graphites

- **sur le plan électrique**, le graphite est un très bon conducteur, mais seulement dans le sens des plans d'atomes de carbone.
- **sur le plan thermique**, le graphite a une exceptionnelle stabilité thermique en atmosphère non oxydée. Il possède une dilatation thermique très faible, notamment selon la direction des plans de bases alors qu'il est un bon isolant thermique selon l'axe transversal.
- **sur le plan chimique**, à température ambiante le graphite est stable chimiquement. Par contre, à haute température il est sensible aux processus de gazéification en s'oxydant par l'oxygène, l'eau ou le gaz carbonique. Dans une atmosphère oxydante, l'oxydation peut intervenir dès 400°C et elle sera accélérée par la présence d'impuretés métalliques telles que le plomb, le fer, le cuivre, etc. [54].
- **sur le plan mécanique**, selon la direction des plans de bases le graphite a des propriétés en traction excellentes. Par contre selon le plan transversal, le module d'Young est beaucoup plus faible ce qui laisse prévoir une grande aptitude au clivage et une faible résistance au cisaillement parallèlement aux plans de bases. Cette particularité faisant du graphite un très bon matériau sur le plan tribologique. En effet, Le graphite est largement utilisé dans les dispositifs de friction des différentes machines et des mécanismes en raison de sa conductivité thermique, résistance à l'usure et prospérités chimiques stables [57, 58]. Le graphite comme

lubrifiant solide [59] est largement utilisé en raison du faible coût et la performance excellente de lubrification. Les rôles de lubrification de graphite ont été largement étudiés [60]. Zaidi et al. [61], ont étudié l'influence de différents gaz sur le frottement du graphite, ils ont trouvés le très mauvais comportement en frottement du graphite sous vide et le très bon comportement en présence de gaz inerte ou bien de vapeur d'eau.

I-6.1.3. Oxydation de graphite

Les propriétés de frottement des graphites sont peu affectées par une élévation importante de température, de plus, ces matériaux ne sont pas détériorés avant 450 °C en atmosphère oxydante et 2500 °C en atmosphère neutre ou réductrice. C'est pourquoi, dans le cas des applications à haute température les graphites polycristallins sont spécialement traités contre l'oxydation [62, 63]. Aux basses températures, jusqu'aux environs de 500 °C à 600 °C, l'oxydation du graphite est contrôlée par la réaction chimique entre l'oxygène et le graphite.

L'oxydation est alors lente, mais uniforme dans tout le volume de la pièce en graphite. Cette phase s'étend depuis 500 °C à 600 °C jusqu'à 900 °C à 1000 °C, selon les nuances de graphite. La vitesse d'oxydation augmente, mais celle-ci se produit moins en profondeur dans le solide. Le paramètre important d'un point de vue cinétique est ici la porosité du graphite, qui va contrôler l'accès du gaz oxydant à l'intérieur du graphite. Au-delà de 1000 °C, l'oxydation plus rapide, progresse depuis l'extérieur de l'échantillon. L'oxydation du graphite est contrôlée par l'apport de gaz à la surface de l'échantillon, parce que la vitesse de transport des espèces oxydantes à travers le milieu poreux croît moins vite avec la température que celle de la réaction entre oxygène et graphite [47].

I-6.1.4. Autres lubrifiant solides

La famille des lubrifiants solide ne comprend pas seulement les matériaux à base carbonés, nous pouvons distinguer les matériaux disposant :

- d'une structure lamellaire ;
- d'une structure polymérique à longue chaîne droite orientée ;
- et les matériaux composites.

I-7. Caractères mécaniques des oxydes

Les oxydes sont considérés comme des matériaux durs et poreux. L'oxyde ferreux FeO est stable jusqu'à 570 °C et a un caractère plastique. La magnétite Fe₃O₄ a une couleur noire et a un caractère fragile et poreux. L'hématite Fe₂O₃ est de couleur noire et a un caractère dur et

abrasive, sa dureté Vickers est environ $H_v = 10$ [GPa]. Ces derniers jouent un rôle très important dans les contacts glissants.

En effet, Le caractère protecteur de ces couches d'oxyde dépend non seulement de leurs propriétés mécaniques et de leur adhérence, mais leur comportement mécanique dépend également du phénomène d'oxydation qui se produit à haute température et qui permet aux couches d'oxyde d'évoluer [64].

Les propriétés des couches d'oxyde sont donc de deux types : celles considérées comme conventionnelles et celles liées à l'oxydation [65]. Dans les premières, nous retrouverons :

- les propriétés élastiques (module d'Young, coefficient de Poisson...);
- les propriétés plastiques ou de fluage (température de transition fragile-ductile, relation contraintes-déformations...);
- la taille, la distribution et l'orientation des défauts (porosités, microfissures) dans la couche d'oxyde et à l'interface métal-oxyde ;
- la ténacité à rupture de l'oxyde et de l'interface métal-oxyde ;
- la situation géométrique de l'interface.

Pour ce qui est des propriétés plus particulières liées à l'oxydation, il y a :

- les paramètres caractérisant la pseudoplasticité (distribution des défauts, vitesse d'oxydation...).
- la fin de la situation protectrice ;
- les cinétiques d'accumulation des contraintes de croissance dans l'oxyde ; La possibilité d'un émoussement d'une fissure par oxydation.

Il faut aussi noter que les propriétés mécaniques des oxydes définissent non seulement leur comportement à la déformation mais également les paramètres qui caractérisent leur adhérence. Ainsi, une propriété importante des couches d'oxyde est l'adhérence puisqu'elle conditionne leur caractère protecteur par rapport à l'environnement [66, 67]. Celle-ci dépend fortement de l'interface entre le substrat et l'oxyde qui se forme à sa surface [65].

I-8. Conclusion

En conclusion de ce chapitre, différentes notions liées à la tribologie, et notamment au concept du surface de contact ont été données. De plus, l'oxydation du fer et des matériaux métalliques ainsi que le graphite a été décrite puisque les matériaux étudiés sont soumis à ce phénomène lors des essais tribologiques qui se déroulent à l'aire ambiante. Nous verrons par

la suite que la formation de ces couches est une étape importante lors de nos essais de frottement. Enfin, les caractéristiques mécaniques des oxydes ont été décrites.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] F. P. Bowden, D. Tabor, *The friction and lubrication of solids. Part II*, Clarendon Press Oxford, (1964).
- [2] J. Halling, *Principles of tribology*, The Macmillan Press Ltd. London, (1975).
- [3] M. Godet, *The third body approach - A mechanical view of wear*, *Wear*, vol 100, pp. 437-52, (1984).
- [4] D. H. Buckley, *Surface effects in adhesion, friction, wear and lubrication*, Tribology's series 5, Elsevier Amsterdam, (1981).
- [5] J. M. Georges, *Microscopic aspects of adhesion and lubrication*, Tribology's series 5, Elsevier Amsterdam (1982).
- [6] J. Takadoum, *Materials and surface engineering in tribology*, ISTE Ltd and John Wiley & Sons, (2008).
- [7] C. Boubechou, *contribution a l'étude du comportement tribologique des couples glissants cuivre-acier, cuivre-graphite, acier-acier et laiton-acier*, Doctorat en Sciences. Université Frères Mentouri Constantine1, Algérie, (2015).
- [8] K. L. Johnson, K. Kendall, A. D. Roberts, *Surface energy and the contact of elastic solids*, *The Royal Society, London*, vol. A324, 301–313, (1971).
- [9] B. V. Derjaguin, V.M. Muller, Y. J. P. Toporov, *Effect of contact deformations on the adhesion of particles*, *Journal of Colloid Interface Science*, vol. 53(2), 314–326, (1975).
- [10] S. K. R. Chowdhury, N. E. W. Hartley, H. M. Pollock, M. A. Wilkins, *Adhesion energies at a metal interface: the effects of surface treatments and ion implantation*, *Journal of Physics D: Applied Physics*, vol. 13, 1761–1784, (1980).
- [11] M. D. Pashley, J. B. Pethica, D. Tabor, *Adhesion and micromechanical properties of metal surfaces*, *Wear*, vol. 100, 7–13, (1984).
- [12] H. M. Pollock, P. Shufflebottom, J. Skinner, *Contact adhesion between solids in vacuum. I. Single-asperity experiments*, *Journal of Physics D : Applied Physics*, vol. 10, 127–138, (1977).
- [13] D. Maugis, M. Barquins, *Fracture mechanics and the adherence of viscoelastic bodies*, *Journal of Physics D : Applied Physics*, vol. 11, 1989–2023, (1978).
- [14] D. Maugis, *Le vide, les couches minces*, vol. 220, p. 3–21, (1984).

- [15] R. Gras. Tribologie-Principes et Solutions Industrielles. Mécanique et Matériaux. Dunod, Paris, (2008).
- [16] F. P. Bowden, D. Tabor, Friction and Lubrication of Solids, Part I, Clarendon Press, Oxford, (1950).
- [17] P. J. Blau, Friction Science and Technology, Marcel Dekker, New York, p. 7, 1995.
- [18] N. K. Myshkin, C. K. Kim, M. I. Petrokovets, Introduction to Tribology, p. 88, Cheong Moon Gak, Seoul, (1997).
- [19] B. J. Briscoe, T. A. Stolarski, "Friction", in W. A. Glaser (ed.), Characterization of Tribological Materials, Butterworth Publishers, London, p. 30–64, (1992).
- [20] S. T. Krir, Etude et formalisation du comportement tribologique d'un contact polytetrafluoroethylene/alliage de titane soumis à des sollicitations de fretting-reciprocating, Thèse de Doctorat. Université de Lyon, (2017).
- [21] K. Heintz, Microstructure and wear of materials, Elsevier Sci. BV, TS 10, 355, (1987).
- [22] K. C. Ludema, friction Wear Lubrication A text book in Tribology, CRC Press, (1996).
- [23] P. Kapsa, M. Cartier, Usure des contacts mécaniques : manifestations de l'usure, Techniques de l'Ingénieur : traité Génie mécanique, Réf. BM 5067, (2001).
- [24] M. E. Sikorski, The adhesion of metals and factors that influence it, Wear 7, 114-162, (1964).
- [25] L. H. Van Vlack, Elements of materials science and engineering, 5th Edition, Edison Wesley, (1984).
- [26] R. G. Bayer, Mechanical wear prediction and prevention, Marcel Dekker Inc., (1994).
- [27] V. Kragelski, Friction and wear, Butterworth, 117-125, (1965).
- [28] J. F. Archard, Contact and Rubbing of flat surfaces. Journal of Applied Physics, vol. 24, p. 981-988, (1953).
- [29] A. J. Frickers, The analysis of impacts in vibrations structures containing clearance between components. In : R.W. Lewis, P. Bettles, E. Hinton, et al. Eds. Proc of the Int. Conf. on Numerical and Coupled Problems, July 1984, Venice, Italy. Swansea: Pineridge Press, 1006 pages, (1984).
- [30] F. Axisa, J. Antunes, B. Villard, Overview of method for predicting Flow-Induced Vibration. American Society of Mechanical Engineering Journal of pressure Vessel Technology, vol. 10, p. 6-14, (1988).

- [31] P. J. Hofmann, T. Schettler, D.A. Steiniger, Pressurized water reactor steam generator tube fretting and fatigue wear characteristics. In: E.M. Patton et al. Eds. Proc. of the ASME Pressure Vessels and Piping Conference, 1986, Chicago, Illinois. New York : ASME, Vol. 104, 186 pages, (1986).
- [32] S. C. Lim, Recent developments in wear-mechanism maps, in I.M. Hutchings (ed.), New Directions in Tribology, Mechanical Engineering Publications Ltd, London, p. 309–320, (1997).
- [33] N. Brunetière, Introduction à la Tribologie, Institut Pprime- Futuroscope. (2016).
- [34] E. A. Lee, K. H. Kim, Thin Solid Films, 420-421, p. 371-376, (2002).
- [35] A. Erdemir and C. Bindal, Formation and self-lubricating mechanisms of boric acid on borided steel surfaces. Surf. Coat. Techn., 76-77, p. 443-449, (1995).
- [36] K. H. Zum Gahr, Microstructure and wear of materials. Tribology International. 31, p. 587-596, (1998).
- [37] M. Meiller, Etude Expérimentale du frottement outil/pièce en coupe orthogonale, Thèse de doctorat. ENSAM Cluny, (2002).
- [38] L. Bourithis, S. Papaefthymiou, GD. Papadimitriou, Plasma transferred arc boriding of a low carbon steel: microstructure and wear properties. Appl Surf Sci 200 (1-4), 203-218 Nov 15, (2002).
- [39] J. M. Carrapichano, J.R. Gomes, Tribological behavior of Si₃N₄-BN ceramic materials for dry sliding applications. Wear, 253, 1070–1076, (2002).
- [40] J. Rocchi, couplage entre modélisations et expérimentations pour étudier le rôle de l'oxydation et des sollicitations mécaniques sur la rhéologie et les débits de troisième corps solide cas de l'usure de contacts de géométrie conforme, Thèse de Doctorat. Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, France, (2005).
- [41] A. Bouchoucha, Contribution à l'étude du comportement en frottement et usure du cuivre dans un contact dynamique cuivre-acier traversé par un courant électrique, Thèse de doctorat. Institut National Polytechnique de Lorraine, (1988).
- [42] Y. Adda, J. Philibert, La diffusion dans les solides, Tome II, Dunod, (1956).
- [43] E. A. Gulbransen, Trans. AIME-171, 306, (1947).
- [44] J. P. Baïlon, J. M. Dorlot, Des matériaux, 3e édition, Presses Internationales Polytechnique, 374-380, (2000).
- [45] I. Iliuc, Tribology of thin layers, Tribology, Series 4, Elsevier, (1980).
- [46] J. P. Baïlon, J.M. Dorlot, Des matériaux, 3ème édition, Presses Internationales Polytechnique, 374-380, (2000).

- [47] Y. Mouadji, Effets du courant électrique sur le mécanisme de croissance de la couche d'oxyde à l'interface des contacts électrodynamiques cuivre-graphite et graphite-graphite, Doctorat en Sciences. Université Frères Mentouri Constantine1, (2013).
- [48] C. Wagner, H. Hammen, *Z. Phys. Chem*, vol. B40, p. 197, (1938).
- [49] P. Ochin, C. Petot, et G. Petot-Ervas, Thermodynamic study of point defects in $\text{Cu}_2\text{-}\delta\text{O}$. electrical conductivity measurements at low oxygen partial pressures, *Solid State Ionics*, vol. 12, p. 135-143, (1984).
- [50] M. Yoshimura, A. Revcolevschi, J. Castaing, Thermogravimetric Study of the Nonstoichiometry of Cuprite Cu_2O , *J. Mat. Sci*, vol. 11, p. 384-386, (1976).
- [51] R. Haugsrud, P. Kofstad, On the oxygen pressure dependence of high temperature oxidation of copper, *Mat. Sci.*, vol. 251-254, p. 65-72, (1997).
- [52] M. Mansour, Etude expérimentale et modélisation de l'oxydation sèche d'une poudre de nanoparticules de cuivre, Thèse de Doctorat. École Nationale Supérieure des Mines de Saint-Étienne, (2013).
- [53] Y. D. Tretyakov, V. F. Komarov, N. A. Prosvirina, et I. B. Kutsenok, Nonstoichiometry and defect structures in copper oxides and ferrites, *Journal of Solid State Chemistry*, vol. 5, p. 157-167, (1972).
- [54] M. SYLVESTRE, Etude en fretting, sous conditions thermiques et vibratoires sévères, de paliers avec butées en matériaux carbonés imprégnés en contact avec des arbres en acier ou en alliage de titane nitrurés, Thèse de doctorat. Université de Poitiers, (2010).
- [55] Properties and characteristics of graphite, for industrial applications, Poco Graphite, Inc, (2015).
- [56] P. L. Meunier, N. Blanchard, F. Le Texier, J.M. MAckowsky, *Pour la science*, n°138, 78-86, (1989).
- [57] P. Bernier et S. Lefrant, *Le carbone dans tous ses états*, Edition Gordon and Breach Science Publishers, (1996).
- [58] Gennevilliers, Graphite, Refractory Material, Bulletin from Carbone-Lorraine. France.
- [59] C. Baiming and all, Tribological properties of solid lubricants (graphite, h-BN) for Cubased P/M friction composites, *Tribology International*, Elsevier, 41, 1145–1152, (2008).

- [60] L. Wang, B. Yang, Y. Fan. The effect of matrix composition on the properties of copper based friction materials. *Journal of Central South University of Technology*, 27, 194-8, (1996).
- [61] H. Zaidi, F. Robert, D. Paulmier, Influence of adsorbed gases on the surface energy of graphite : consequences on the friction behaviour, *Thin solid films*, 264, 46-51, (1995).
- [62] J. Maire, J. Foure, *R F M*, 67, p. 27, (1978).
- [63] A. Bouchoucha, Etude de comportement en frottement et usure des contacts électriques glissants cuivre-acier et cuivre-graphite, Thèse de Doctorat d'état. Université Frères Mentouri, Constantine1, (1997).
- [64] M. Schutze, An approach to a global model of the mechanical behaviour of oxide scales, *Materials at high temperatures*, vol. 12, pp. 237–247, (1994).
- [65] P. Lepasant, Mécanismes d'accommodation et débits de premiers et de troisième corps à haute température : Etude et modélisation phénoménologique, Thèse de Doctorat. Université de Toulouse, France, (2013).
- [66] G. Béranger, Oxydation, in *Le Livre de l'Acier*, (1994).
- [67] M. Schutze, M. Malessa, D. Rensch, P. Tortorelli, I. Wright, and D. RB, Mechanical properties and adherence of oxide scales, *Materials Science Forum*, vol. 522–523, pp. 393–400, (2006).

C

h

ap

itre II

D

ispositifs expérimentaux et

techniques de mesures

Chapitre II : Dispositifs expérimentaux et techniques de mesures

II. Introduction

Le dispositif expérimental utilisé pour réaliser les essais tribologiques est présenté, ainsi que la démarche expérimentale mise en place pour mesurer la température de contact. Les matériaux constituant les couples en contact étudiés sont décrits et le choix de ces matériaux est justifié. La procédure de préparation des échantillons et celle d'essai suivies sont également décrites.

Enfin, les procédures d'observation des échantillons effectuées sont présentées. En effet, deux moyens principaux et systématiques sont utilisés pour chaque essai : la topographie et les observations (microscope optique et MEB).

II-1. Tribomètre et principe

Le tribomètre développé au cours de cette thèse est un tribo-système ouvert, basé sur le principe d'un contact pion-cylindre (Fig. II. 1).

Le dispositif a été conçu pour permettre la mesure de deux grandeurs globales, à savoir le couple de frottement et la température de contact. Un système d'acquisition a été utilisé pour permettre le stockage et le traitement des données en temps réel.

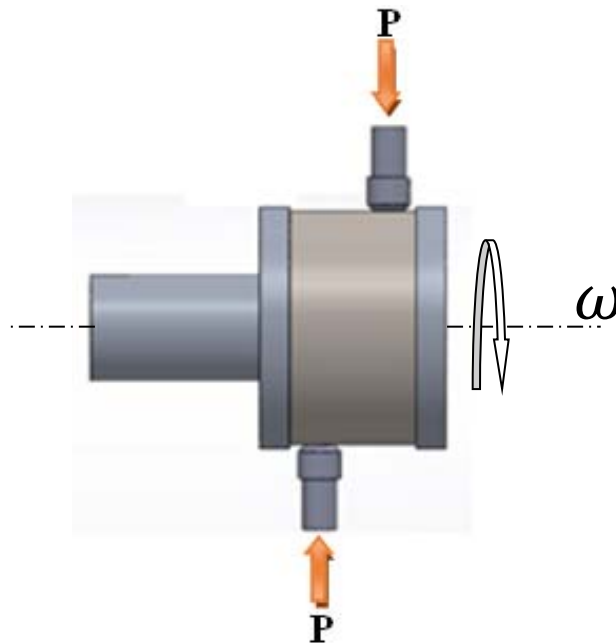


Fig. II. 1. Principe de tribomètre (système bi-pion).

II-1.1. Simulation

Le dispositif que nous avons réalisé pour simuler notre problème englobe :

- un cylindre en acier 20MnCr5 et/ou en bronze (Cu Sn 7) ;
- un pion en graphite et/ou en bronze (Cu Sn 7).

II-1.2. Paramètres expérimentaux

Les expériences tribologiques ont été exécutées en variant la charge normale dans la gamme de 7 à 33 [N], et le courant électrique dans la gamme de 0 à 10 [A] (Tableau II.1). Chaque essai a été répété de deux à trois fois aux mêmes conditions de mesure pour vérifier la reproductibilité.

Tableau II. 1. Paramètres expérimentaux utilisés

Paramètre et conditions	Autres
Pion	CuSn7Pb4Zn6
	graphite
Cylindre	20MnCr5
	CuSn7Pb4Zn6
La charge normale	7 à 33 [N]
Vitesse de glissement max	2,4 [m/s]
Durée de test	2400 [s]
Courant électrique	0 à 10 [A]
La température ambiante	22 °C
Humidité	50-60 %
Lubrification	Conditions sèches

II-2. Description du dispositif expérimental

Comme il est peu aisé de reproduire les conditions réelles, même à faible échelle, l'étude a été transposée par l'adaptation d'un système de contact pion sur cylindre monté sur un tour de type SUMORE, SP2124-II (Fig. II. 2) qui se trouve au niveau de Laboratoire de Mécanique de L'UFM1, Constantine, Algérie.

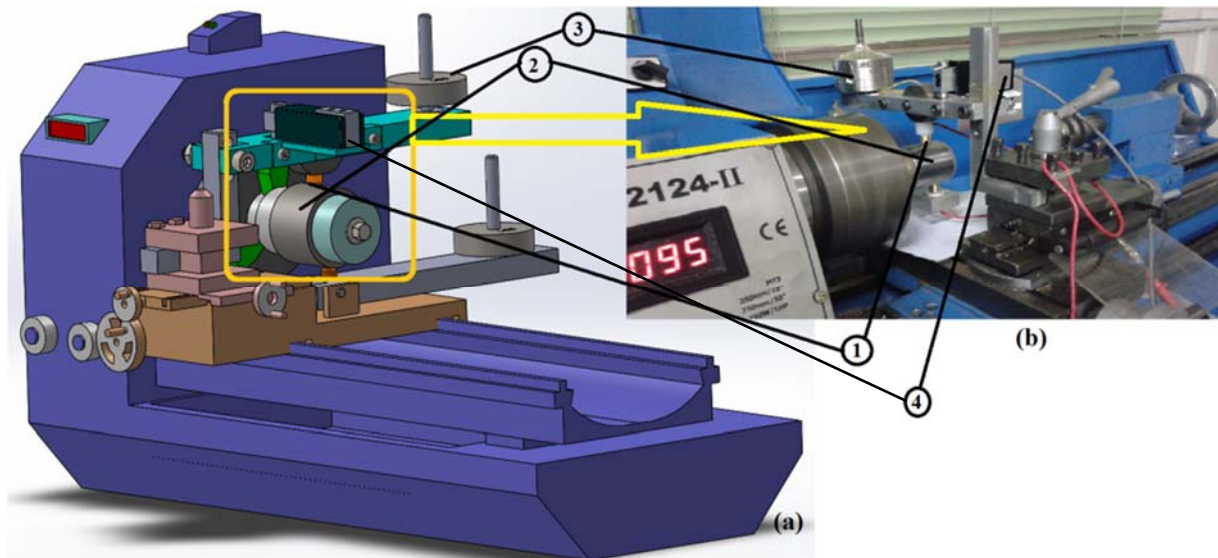


Fig. II. 2. Représentation 3D de dispositif expérimentale, 1 Pion, 2 Cylindre, 3 charge normale, 4 capteur de force.

Des masses mortes sont utilisées pour obtenir une charge normale régulière entre les deux échantillons. La rotation du cylindre est assurée par le mandrin du tour. La vue générale du dispositif expérimental est illustrée par la figure II. 2.

Le cylindre est en acier 20MnCr5 et/ou en bronze, a un diamètre de 45 mm. Il est monté sur un porte cylindre fixé dans le mandrin du tour. Les deux pions appuyés contre le cylindre par une charge normale P ont une forme cylindrique de diamètre égale à 8 mm et de longueur de 20 mm. Les pions sont en bronze et en graphite.

II-2.1. Ensemble du dispositif

Le système ci-dessous (Fig. II. 3) est monté sur un tour d'une masse métallique importante et est installé sur une plaque antivibratoire. Ce dernier rend le tribomètre insensible aux vibrations extérieures qui risquent d'influencer les phénomènes à l'interface du contact en frottement.

II-2.2. Rotation du cylindre

Pour contrôler la vitesse, la rotation du cylindre est assurée par l'utilisation du mandrin d'un tour de type (SUMORE, SP2124-II). Le pion monté sur la tourelle (porte outil du tour) permet de changer l'emplacement du contact avec le cylindre (piste de frottement) d'un essai à l'autre, en déplaçant transversalement le pion.

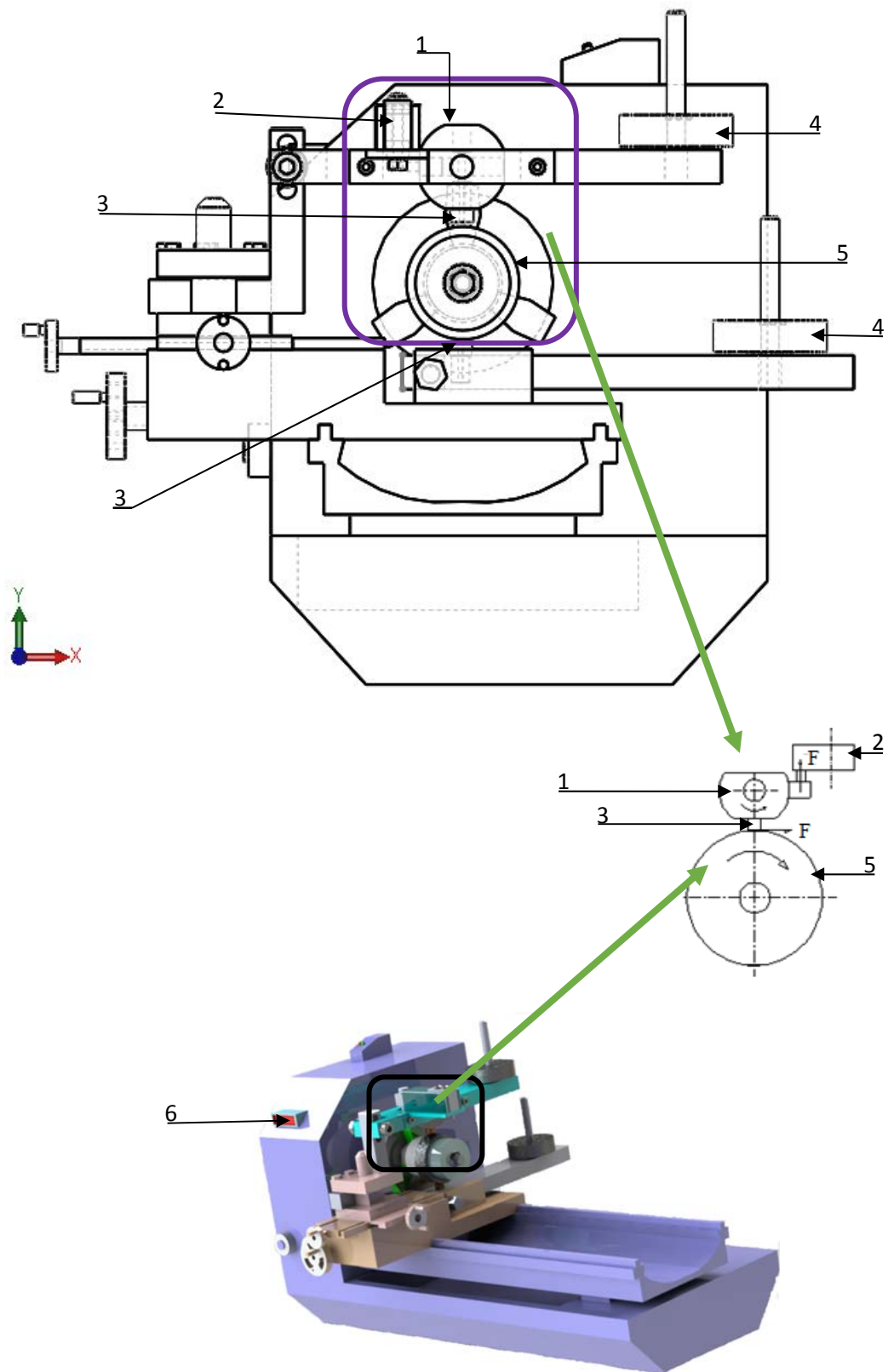


Fig. II. 3. Représentation schématique d'une vue de face du tribomètre en fonctionnement, 1 Porte pion, 2 Capteur de force, 3 Pion, 4 Charge normale, 5 Cylindre, 6 Afficheur de vitesse.

II-2.3. Vitesse linéaire de glissement

La rotation constante du cylindre est assurée par un système d'engrenages dans le tour. La vitesse de rotation est exprimée en tours/min. Pour une piste de contact de rayon r tournant à une vitesse de rotation de n [tr/min], la vitesse linéaire de glissement pion/cylindre V est obtenue à partir de la relation :

$$V = r\omega = \frac{2\pi rn}{60} \quad (\text{II.1})$$

II-2.4. Porte pion

Un porte-pion spécifique a été réalisé pour assurer la fixation des pions en graphite et/ou en bronze et les maintient au cours des essais (Fig. II. 4). Et comme nous avons utilisé le passage d'un courant électrique, le porte-pion doit isoler électriquement le pion. C'est la raison pour laquelle le porte-pion comporte une extrémité en TEFLON.

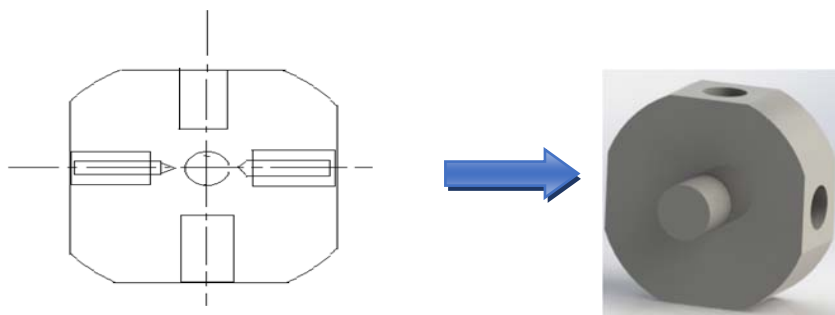


Fig. II. 4. Porte-Pion.

II-2.5. La charge normale

La charge normale est appliquée à l'extrémité du bras porte pion à l'aide des masses mortes (Fig. II. 5). La charge normale P appliquée prend les valeurs 7; 15; 18; 23 et 33 [N].

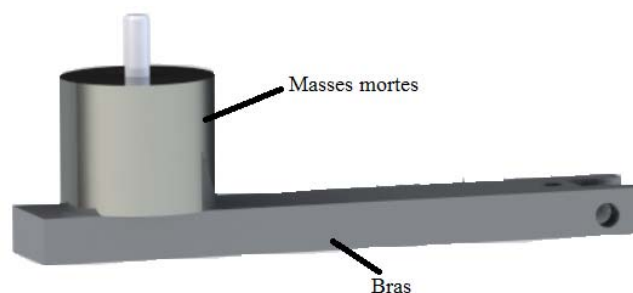


Fig. II. 5. Application de la charge normale.

II-2.6. Passage du courant électrique

Une alimentation électrique entraîne la circulation d'un courant continu et unidirectionnel du pion cathodique au cylindre en acier puis du cylindre en acier au pion anodique comme indiqué dans la figure II. 6 (L'alimentation du courant est assurée par un générateur de courant continu). Ce qui permet de délivrer une intensité constante dans le circuit électrique pouvant atteindre au maximum 10 [A] à l'aide d'un rhéostat. Des pièces en téflon (porte-pion) ont été utilisées pour chaque bras ainsi qu'entre le cylindre et le mandrin pour permettre une isolation électrique du contact avec le système environnant. Un ampèremètre et un voltmètre permettent de mesurer à chaque instant les valeurs du courant pendant l'essai de frottement permettant un calcul direct de la résistance électrique de contact.

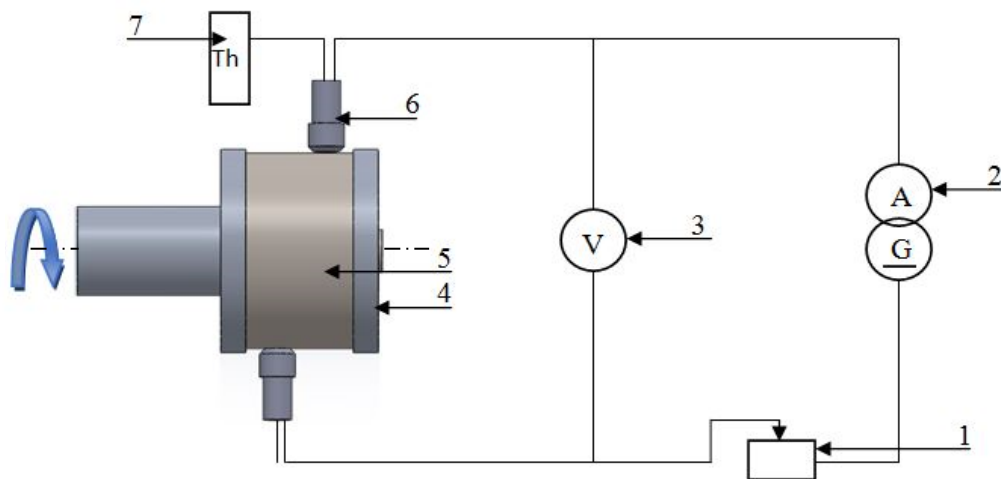


Fig. II. 6. Schéma du circuit électrique et de la chaîne de mesure, **1** rhéostat, **2** alimentation en courant continu, **3** voltmètre, **4** isolant porte-cylindre en téflon, **5** cylindre, **6** pion, **7** thermocouple.

II-2.7. Acquisition des mesures

Nous avons à notre disposition une carte d'acquisition, Cassylab version 2 (Fig. II. 7) qui nous permet d'enregistrer le coefficient de frottement en fonction du temps. Cette appareil nous a permis d'enregistrer jusqu'à trois voies en simultanément. Nous avons utilisé deux tensions, donc nous avons effectué une transformation pour obtenir les valeurs qui nous intéressent.

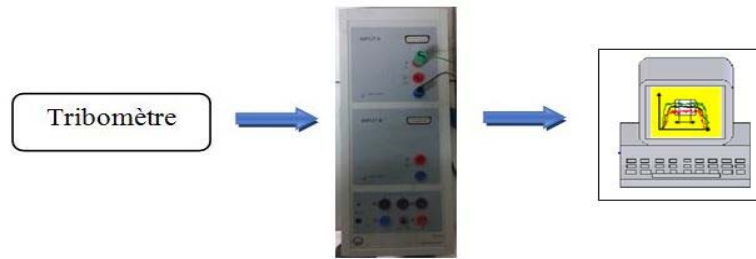


Fig. II. 7. Acquisition des données.

II-3. Méthode d'acquisition des données

II-3.1. Paramètres mesurés

L'effort normal appliqué est supposé constant. Le dispositif expérimental permet de mesurer différents paramètres d'entrée et de sortie :

- l'effort tangentiel (coefficient de frottement),
- la température proche des contacts,
- l'intensité du courant électrique traversant le double contact.

Le voltmètre ainsi que l'ampèremètre mesurant respectivement la tension et le courant aux bornes du double contact sont tous deux directement reliés via les sorties basse tension de chaque appareil. Les valeurs numériques des mesures sont ainsi directement obtenues.

Pour l'effort tangentiel (coefficient de frottement), le signal brut du capteur est amplifié via un conditionneur pour obtenir une tension analogique comprise entre 0 et 10 Volts compatible avec la carte d'acquisition.

II-3.1.1. La force de frottement

Sous l'effet combiné de la charge normale et l'effort tangentiel, un couple est exercé sur le bras. Le capteur de force retient le porte pion dans le plan vertical et enregistre la force de frottement F en fonction du temps (Fig. II. 8).

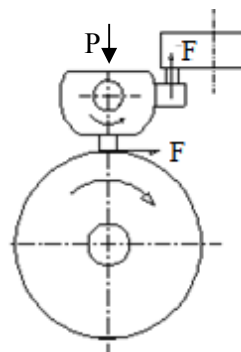


Fig. II. 8. L'ensemble cylindre, porte pion et capteur de force.

II-3.1.2. Le coefficient de frottement

Le calcul du coefficient de frottement μ est le premier traitement réalisé à partir des signaux de charge et de couple et le rapport entre l'effort tangentiel F et l'effort normal P au contact.

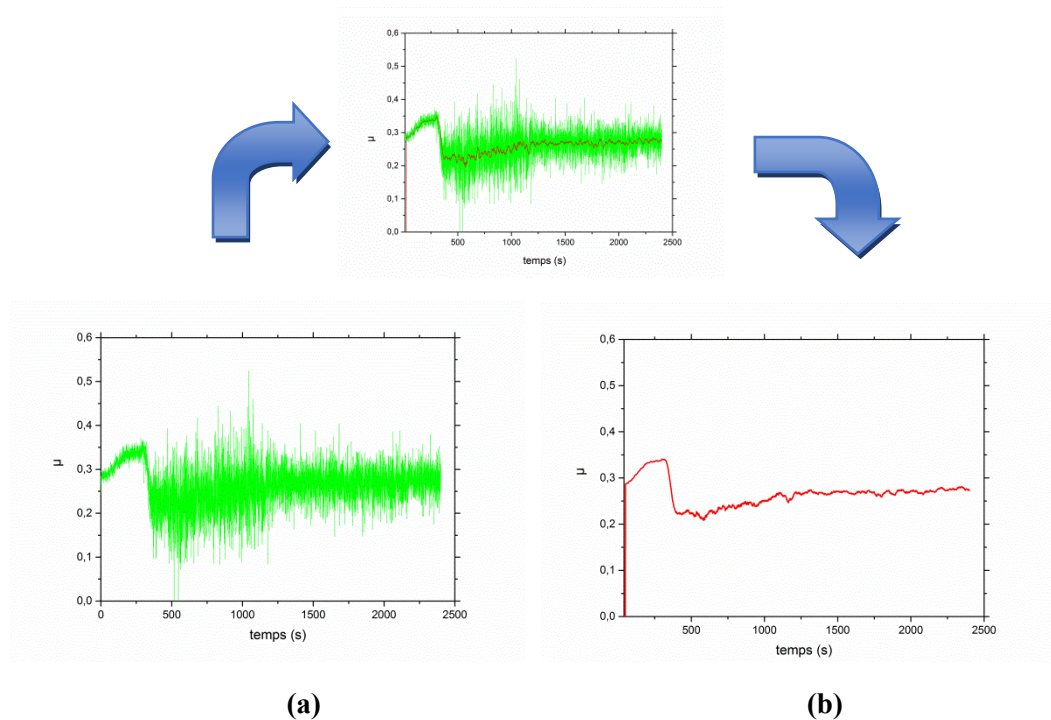


Fig. II. 9. Traitement du signal pour calculer le coefficient de frottement. **(a)** signal brut μ en fonction du temps (fréquence d'acquisition 50 Hz), **(b)** signal moyenné (*RMS*).

$$\mu = \frac{F}{P} \quad (\text{II.2})$$

Ce signal comme l'ensemble des signaux d'acquisition peut décrire des variations importantes dues aux phénomènes de vibrations.

Un lissage est alors le plus souvent effectué afin d'améliorer la lecture de l'évolution du signal. Par exemple par la mise en place d'une moyenne mobile (*e.g.* signal *RMS* dans le cas d'une moyenne quadratique mobile).

II-3.1.3. Mesure de la température

Afin de connaître l'ordre de grandeur de la température atteinte durant le fonctionnement des couples tribologiques nous avons utilisé un thermocouple de type K (Fig. II.10). Le thermocouple a été placé à l'intérieur du pion c'est à dire à 1,5 mm derrière la

surface de frottement. La température relevée n'est pas exactement celle de la surface de contact, mais elle est un bon indicateur.

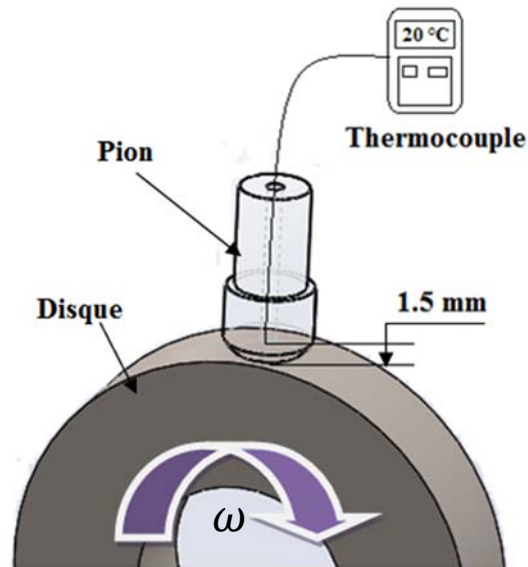


Fig. II. 10. Mesure expérimentale de la température de contact.

II-3.1.4. Mesure de l'usure

Avant chaque essai, chaque pion est numéroté, poli, nettoyé avec de l'alcool et pesé à l'aide d'une balance électronique de haute précision (10^{-5} g) (Fig. II. 11). Il est pesé à nouveau après avoir fini le test. La différence entre les deux pesées, masse initiale m_i et masse finale m_f donne la perte de masse ($\Delta m = m_i - m_f$) en gramme.



Fig. II. 11. Microbalance de précision 10^{-5} [g].

II-4. Paramètres expérimentaux

II-4.1. Eprouvettes

II-4.1.1. Pion

La figure II. 12 présente la configuration du pion utilisé. Il s'agit d'une tige (cylindre) de longueur de 20 mm et de diamètre égale à 8 mm.

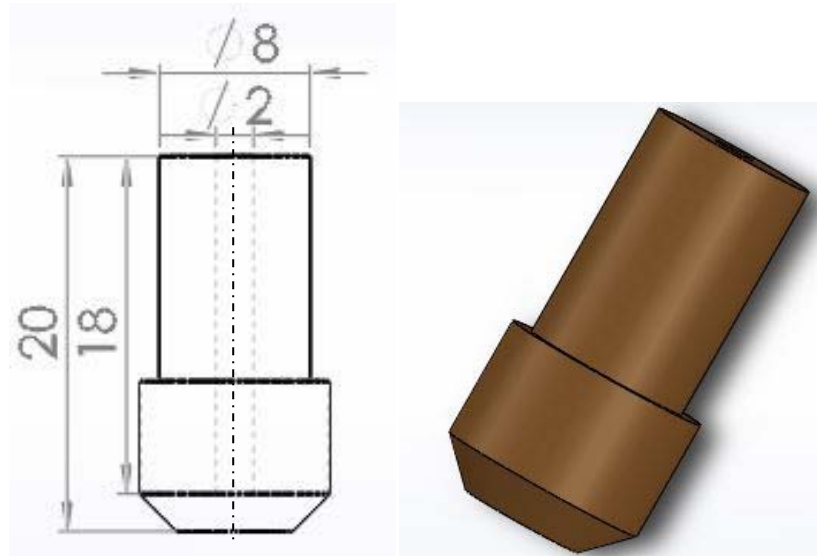


Fig. II. 12. Dessin de définition de pion

II-4.1.2. Cylindre

La figure II. 13 présente la configuration du cylindre utilisé. En effet, il s'agit d'un cylindre, de diamètre 45 mm et d'une longueur de 50 mm, il possède un trou lamé au centre, ce dernier permet la fixation du cylindre à l'aide d'une vis sur le support du tribomètre.

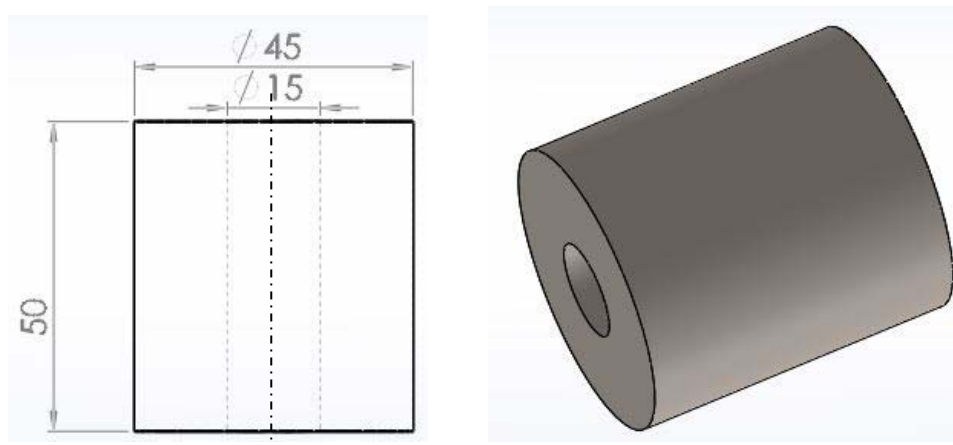


Fig. II. 13. Dessin de définition du cylindre.

II-4.2. Préparations des échantillons

II-4.2.1. Découpe

Les pièces cylindriques du pion en bronze et en graphite proviennent des barres cylindriques de diamètre 12 et 10 mm. Elles sont découpées et tournées à l'aide d'une scie électrique et une tour pour obtenir les dimensions souhaitées pour nos essais. Les cylindres sont découpés dans une barre cylindrique d'acier et de bronze de 50 mm d'épaisseur.

II-4.2.2. Polissage

Le polissage est obtenu manuellement, vise à rendre les surfaces uniformes. Il consiste à abraser la surface sous une charge constante, à l'aide du papier abrasif allant jusqu'à 2000, montés sur des tourets de polissage dont la vitesse est de 300 tr/min, équipés d'un système d'arrosage à l'eau courante pour éviter l'échauffement des échantillons. La diminution de la taille des grains d'abrasif d'un papier à l'autre permet d'affiner progressivement l'état de polissage et de diminuer la rugosité moyenne, la surface à polir se couvre de rayures de plus en plus fines et une rugosité bien précise.

II.4.3. Choix des matériaux et caractéristiques

Le but des essais que nous présentons est de mettre en évidence le comportement tribologique du contact électrique glissant bronze-acier et graphite-bronze.

II-4.3.1 Cylindre

Le cylindre est en acier 20MnCr5 ce type d'acier est connu en tant qu'acier de construction spécial, et est traité en tant qu'acier à faible teneur en carbone et en chrome, et est recommandé pour quelques applications où la résistance à l'usure, la force moyenne et la bonne dureté sont demandées. Il est employé en construction mécanique pour les composants fortement soumis à une contrainte, par exemple dans l'industrie d'automobile, les engrenages, les paliers, etc. [1, 2]. Nous avons aussi préparé des cylindres en bronze CuSn7Pb4Zn6. Ce type d'alliages est employé dans la technologie où des caractéristiques mécaniques élevées, excellent comportement avec le frottement et l'usure.

II-4.3.2 Pion

II-4.3.2.1 Pion en bronze

Dans ces alliages, le zinc agit comme désoxydant et améliore la coulabilité ainsi que les caractéristiques mécaniques tandis que le plomb assure l'étanchéité et améliore l'usinabilité. Le bronze CuSn7Pb4Zn6 peut être employé dans la technologie où des

caractéristiques mécaniques élevées, excellent comportement avec le frottement et l'usure, comportement très bon sous de basses et moyennes pressions. Il est employé dans les industries de construction mécanique, automobile, électriques, bagues, paliers, coussinets, etc.

II-4.3.2.2 Pion en graphite

Le graphite est employé dans de nombreuses applications qui peuvent être très variées et la tribologie en fait partie car il offre des propriétés lubrifiantes très intéressantes. Le graphite a une structure cristallographique de type Hexagonal Compact. On l'utilise à cause de ses excellentes propriétés autolubrifiantes.

La composition chimique et les propriétés des différents matériaux sont présentées dans les tableaux suivants :

Tableau II. 2. Composition chimique et propriétés de l'acier : 20MnCr5.

<i>Composition chimique de l'Acier 20MnCr5 - Mass (%)</i>							
C	Cr	Mn	Si	Ni	S	P	Cu
0.22	1.11	1.23	0.29	0.08	0.03	0.021	0.06
<i>Propriétés physiques de l'Acier 20MnCr5</i>							
ρ [kg/dm³]		λ [W/(m.K)]		Cp [J/(kg.k)]		σ [Siemens.m/mm²]	
7,85		41		460		6.25	
<i>Propriétés mécaniques de l'Acier 20MnCr5</i>							
Rm [Mpa]		E [10³ x N/mm²]		[A%]		Dureté [HV] 20Kg de charge	
450 à 600		210		9		240 à 270	

Tableau II. 3. Composition chimique et propriétés du bronze : CuSn7Pb6Zn4.

<i>Composition chimique du bronze : CuSn7Pb6Zn4 - Mass (%)</i>			
Cu	Sn	Zn	Pb
83,23	7,06	5,08	4,63
<i>Propriétés physiques du bronze : CuSn7Pb6Zn4</i>			
ρ à 20°C [kg/dm ³]	λ à 20°C [W/(m,K)]	σ à 20°C [% IACS]	Résistivité électrique à 20°C [10 ⁻⁸ Ω.m]
8,8	59	12	14,4
<i>Propriétés mécaniques du bronze : CuSn7Pb6Zn4</i>			
R_m [Mpa]	R_{0,2} [Mpa]	[A%]	E [Mpa]
220 à 260	100 à 120	12	100 000

Tableau II. 4. Propriétés mécaniques et physiques des graphites [3]

<i>Caractéristiques mécaniques des graphites</i>				
	τ [Gpa]	E	R _f [Gpa]	/
Parallèlement au plan basal	0,35	1025	0,01 à 0,06	/
Perpendiculairement au plan basal	4,22	35,6	0,01 à 0,06	/
<i>Propriétés physiques du graphite polycristallin</i>				
	γ [10 ³ kg/m ³]	C _p [J/kg°C]	K [J.m/m ² .s.°C]	Résistivité électrique [10 ⁻² μ Ωm]
Graphite polycristallin	2.26	754	124 à 168	8 à 13

II-4.4. Procédure de mesure

Avant chaque essai, la surface du cylindre est polie avec un papier abrasif d'un grade de 800 à 2000 et est nettoyée avec de l'alcool. Le pion en bronze est poli avec du papier abrasif d'un grade de 1200 pour obtenir une bonne surface de contact.

Les essais sont réalisés à l'air ambiant. La température ambiante est environ 22°C et à sec. La charge normale P appliquée prend les valeurs 7; 15; 18; 23 et 33 [N] (à l'aide des masses mortes), la vitesse de glissement V est égale à 0,4; 0,2; 0,3; 0,4 et 2,4 [m/s]. D'autre

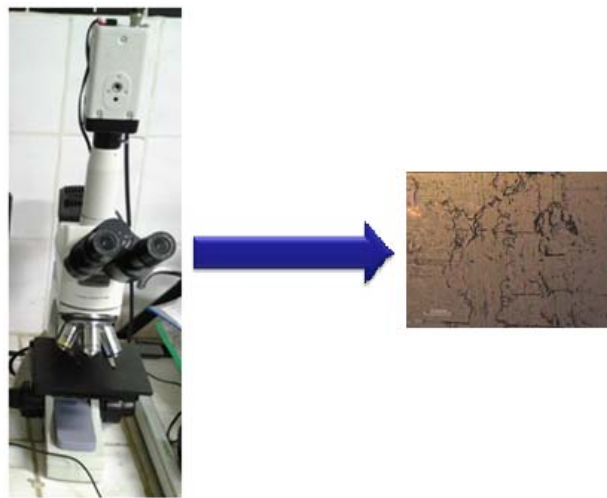
part, les valeurs du courant électrique sont 3, 6, 8 et 10 [A]. La durée de chaque test est de 2400 s.

II-5. Techniques d'analyses

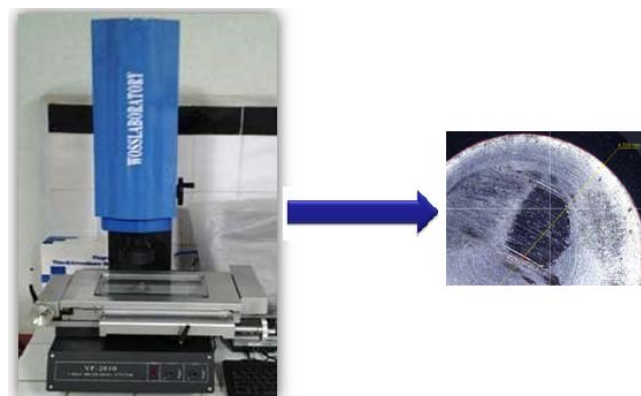
Pour suivre l'évolution structurale et caractériser l'état mécanique de nos échantillons, nous avons employé principalement les moyens suivants : la microbalance, le microscope optique universel, la microscopie électronique à balayage (MEB) et par profilomètre à deux et trois dimensions.

II-5.1. Microscopie Optique (MO)

Chaque piste de frottement a été observée par deux types de microscopie, le premier est un microscope optique avec des agrandissements allant de 10 à 40 fois (Fig. II. 14 (a)). Le deuxième est un microscope à agrandissement comme montre la figure II. 14. (b).



(a)



(b)

Fig. II. 14. Microscopie optique : (a) microscope optique, (b) microscope à agrandissement.

II-5.2. Microscopie Electronique à Balayage

Nous avons procédé à l'analyse des échantillons de bronze (pions) par Microscopie Electronique à Balayage (MEB). Cette analyse permet de décrire les aspects des échantillons tels que la topographie, la cristallographie et les propriétés physicochimiques des matériaux.

II-5.3. Analyse de l'état de surface par profilomètre à deux et trois dimensions

Pour mesurer la rugosité ainsi que la profondeur des sillons formés sur les échantillons avant et après chaque essai nous avons utilisé un appareil de mesure optique nommé profilomètre de type AltiSurf 500 (Fig. II. 15).

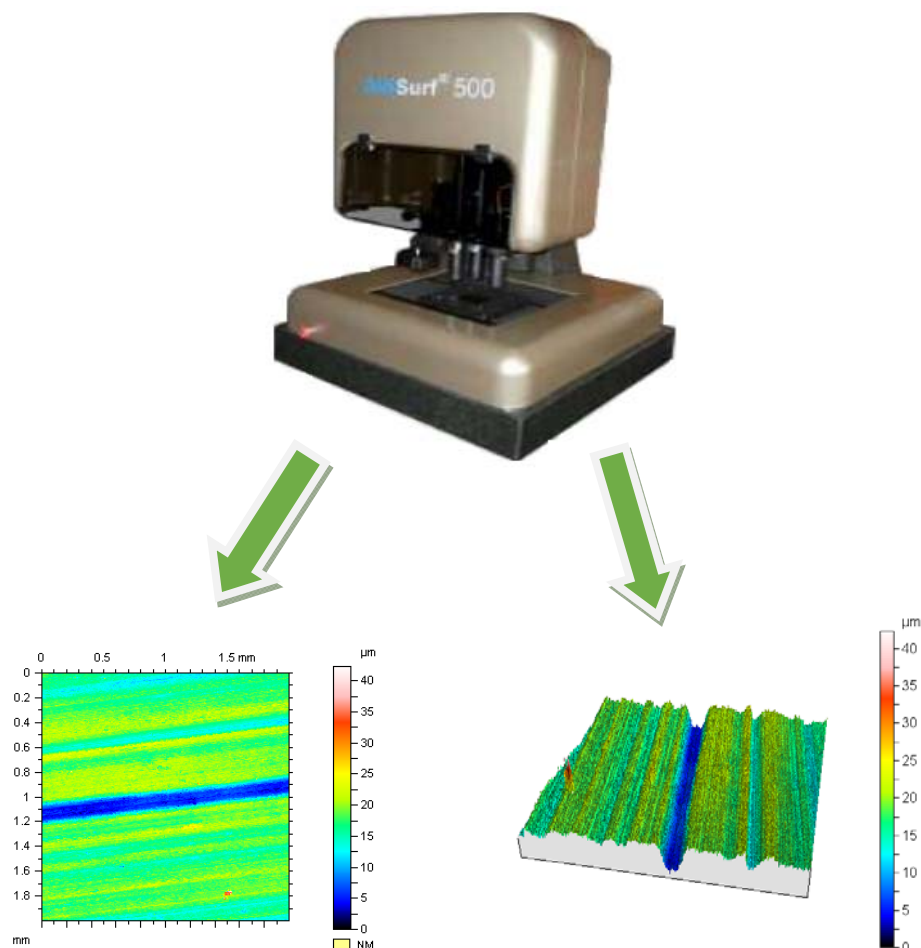


Fig. II. 15. Profilomètre numérique de type AltiSurf 500.

Après chaque essai nous avons procédé à un traitement des surfaces de chaque échantillon. Les opérations que nous avons effectuées sont présentées dans la figure II. 16.

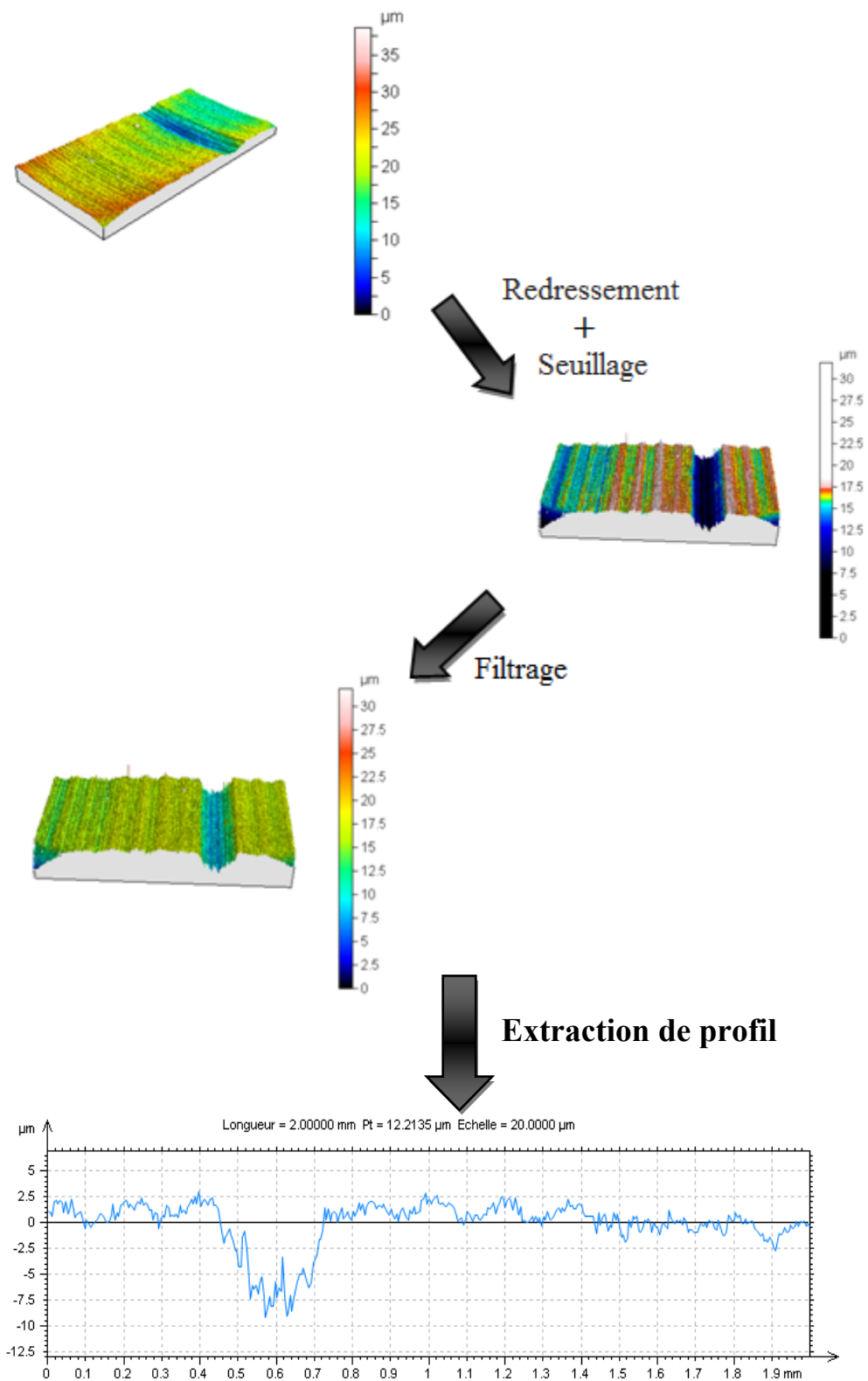


Fig. II. 16. Traitement de la surface d'échantillon et extraction d'un profil quelconque.

II-6. Autres banc d'essais tribologiques

Afin d'étudier de manière aussi exhaustive que possible le comportement des matériaux dans les conditions très particulières, plusieurs essais ont été faites. Ces essais nécessitent l'utilisation de plusieurs autres bancs d'essais tribologiques. Ce paragraphe vise à présenter les différents bancs d'essais utilisés.

II-6.1. Banc d'essai bille-disque

Dans le but de bien mener notre étude, des essais de résistance à l'usure ont été réalisés sur un banc d'essais type bille-disque dont le schéma de principe est présenté sur la figure II. 17.

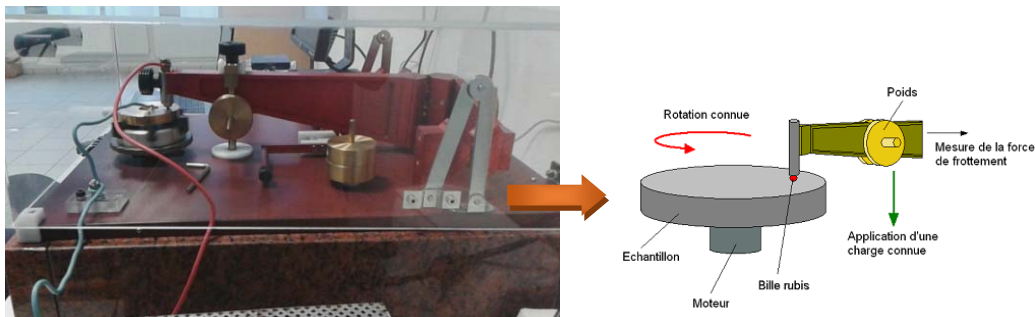


Fig. II. 17. Tribomètre bille-disque (Laboratoire de physique, Institut Pprime, Université de Poitiers).

II-6.2. Bancs d'essai pion-disque

Concernant cette étude nous avons utilisé deux types de tribomètres, le premier c'est un tribomètre pion disque qui se trouve au niveau de laboratoire de mécanique (Université Frères Mentouri Constantine 1) dont le schéma de principe est présenté dans la figure II. 18.

Le deuxième tribomètre a le même principe (pion-disque) se trouve au niveau de l'Institut Pprime, département Génie Mécanique et Systèmes Complexes de l'université de Poitiers, France. Le schéma de principe est présenté sur la figure II. 19.

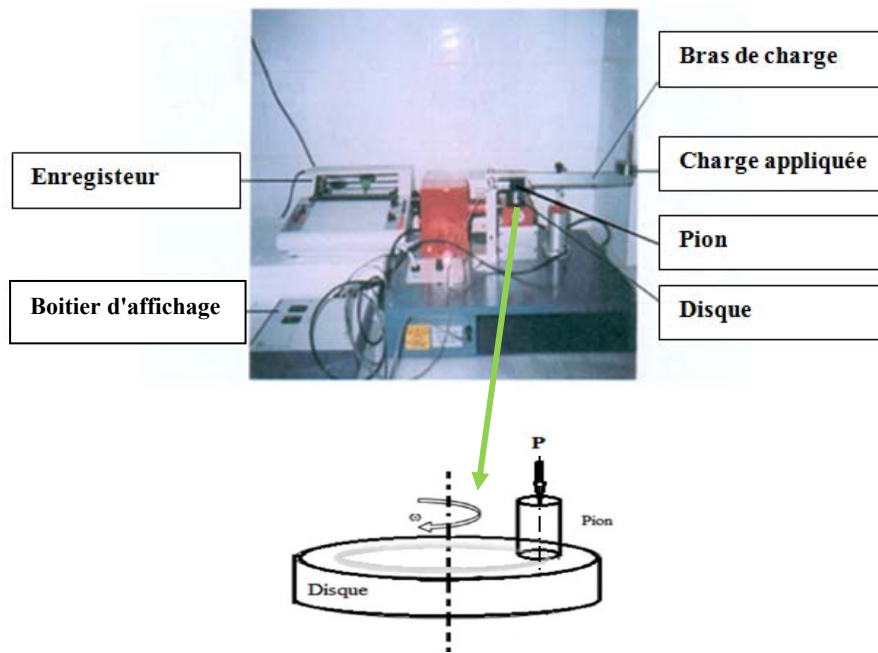


Fig. II. 18. Tribomètre pion disque : schéma de principe.

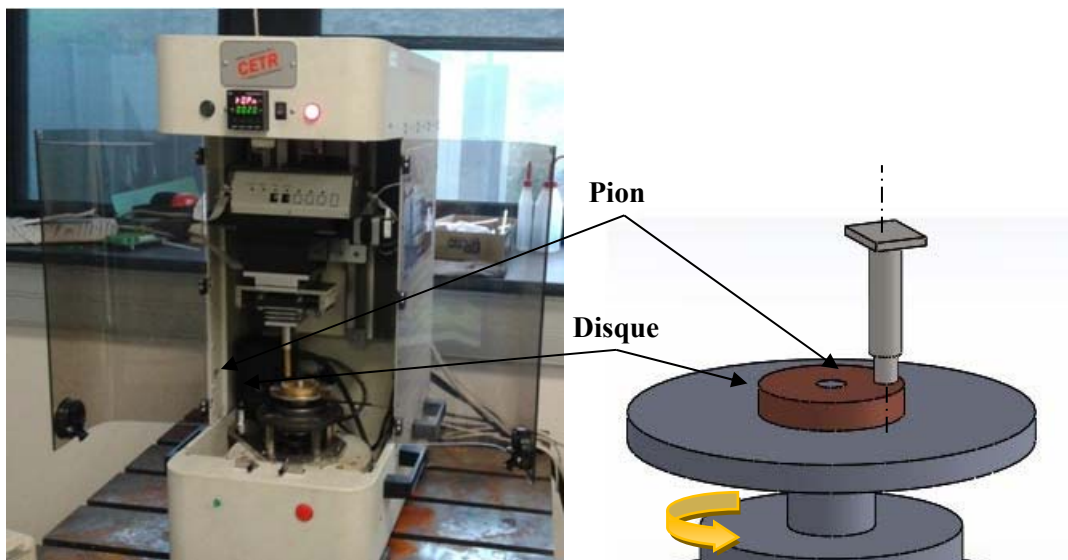


Fig. II. 19. Tribomètre UMT (Institut Pprime, Université de Poitiers) : schéma de principe.

II-7. Conclusion

Dans ce chapitre, Le tribomètre pion-cylindre sur lequel ont été réalisés les essais a été décrit. De plus, nous avons présenté les matériaux utilisés, leurs caractéristiques fondamentales (composition chimique, caractéristiques mécaniques et physiques), le principe des mesures et le déroulement des expériences. Dans le chapitre suivant les différents résultats obtenus après essais tribologiques vont être présentés.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] J. Brnic M. Brcic, Comparison of material properties: Steel 20MnCr5 and similar steels, *Journal of Constructional Steel Research*, 95, 81–89, (2014).
- [2] J. Brnic, M. Brcic, Comparison of Mechanical Properties and Resistance to Creep of 20MnCr5 Steel and X10CrAlSi25 Steel, *Procedia Engineering*, 100, 84 – 89, (2015).
- [3] A. Bouchoucha, Contribution à l'étude du comportement en frottement et usure du cuivre dans un contact dynamique cuivre-acier traversé par un courant électrique. Thèse de doctorat. Institut National Polytechnique de Lorraine, (1988).

C

hapitre III

R

ésultats Expérimentaux et
Discussion

Chapitre III : Résultats expérimentaux et discussion

III. Introduction

Dans ce chapitre, nous présentons les différents résultats expérimentaux relatifs au frottement et à l'usure du pion effectués pour les contacts bronze-acier et graphite-bronze. Et cela sous différentes charges appliquées, à vitesse de glissement constantes et variées, en présence et/ou en absence du courant électrique à travers le contact, afin de bien cerner son influence sur les phénomènes mis en jeu lors du contact dynamique et notamment de prédire comment la couche superficielle du matériau voit sa morphologie et sa structure évoluer.

III-1. Couple bronze-acier

III-1.1. Evolution du coefficient de frottement en fonction des paramètres mécaniques

III-1.1.1. Evolution du coefficient de frottement dans le temps

La figure III.1 montre la variation du coefficient de frottement en fonction du paramètre temps. Nous constatons l'existence de deux zones distinctes :

- Une phase transitoire (de rodage-zone 1) qui dure de 6 à 10 minute (selon les conditions d'essais) pendant laquelle le coefficient de frottement μ augmente, atteint un maximum puis diminue. La valeur de μ_{\max} diminue quand P augmente. En effet, la mise en adaptation est plus rapide lorsque P est élevée (surface réelle de contact devient suffisante pour supporter P).
- Une phase établie (zone 2), atteinte par stabilité des conditions de fonctionnement à l'interface (nombre de particules d'usure arrachée devient constant). L'allure de la courbe confirme cette interprétation.

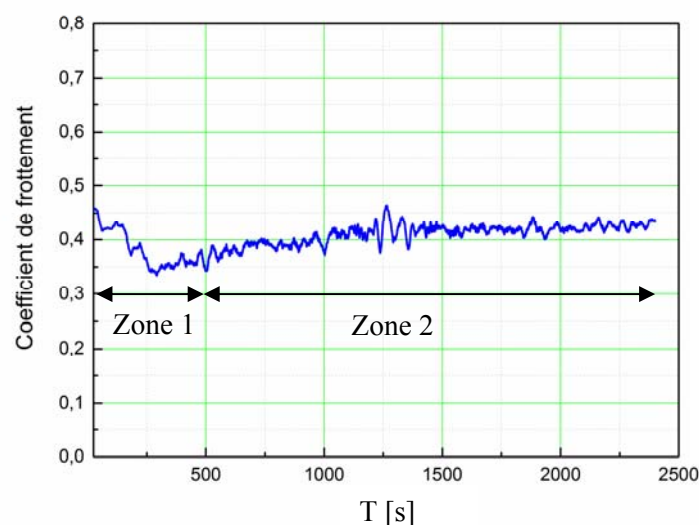


Fig. III. 1. Evolution du coefficient de frottement avec le temps, $P = 18$ [N], $V = 2,3$ [m/s], $I = 0$ [A].

III-1.1.2. Influence de la charge normale sur le frottement

La figure III. 2 montre la variation du coefficient de frottement en fonction de la charge normale sans passage de courant électrique. En effet, sans courant électrique, l'examen de cette figure montre que le coefficient de frottement diminue rapidement entre 7 et 18 [N] et montre une diminution modérée jusqu'à la charge 33 [N] et tend à se stabiliser.

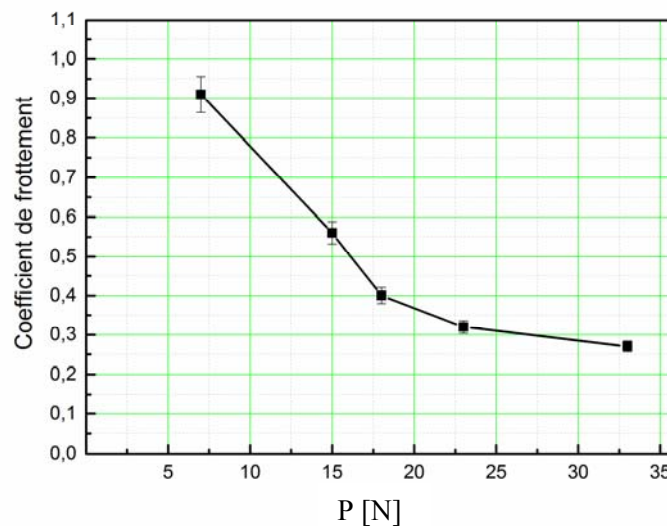
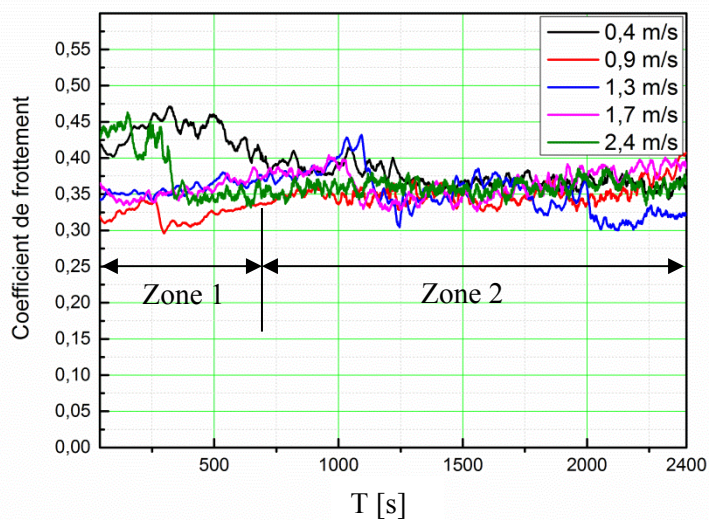


Fig. III. 2. Influence de la charge normale sur le coefficient de frottement, $V = 2,3$ [m/s], $I = 0$ [A].

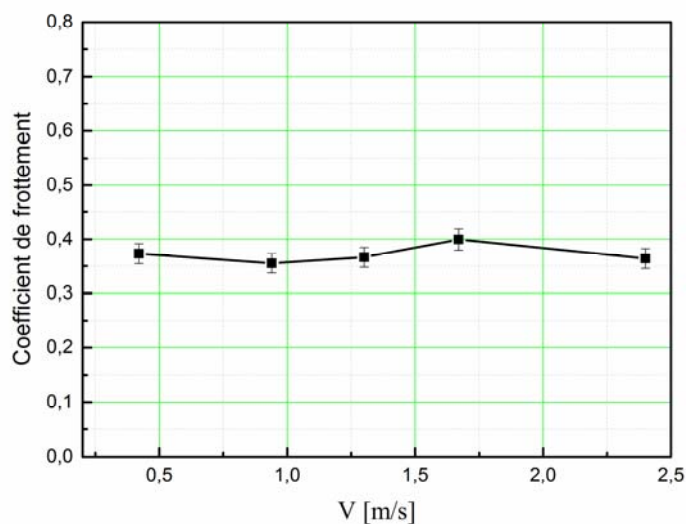
III-1.1.3. Influence de la vitesse linéaire de glissement

La figure III. 3 (a) montre la variation du coefficient de frottement en fonction du temps pour différentes valeurs de vitesse de glissement. En examinant cette figure, le coefficient de frottement en régime stationnaire varie également en fonction de la vitesse. En effet, aux faibles vitesses, le coefficient de frottement présente beaucoup de fluctuations par rapport aux moyennes vitesses.

La figure III. 3 (b) illustre la variation du coefficient de frottement μ en fonction de la vitesse de glissement pour le couple bronze-acier. En examinant cette figure, la courbe montre une dépendance presque linéaire en fonction de la vitesse, ce qui conduit à un coefficient de frottement sensiblement constant ($\mu \sim 0,38$).



(a)



(b)

Fig. III. 3. Influence de la vitesse de glissement sur le coefficient de frottement, $P = 18$ [N], $I = 0$ [A].

III-1.2. Evolution de l'usure en fonction des paramètres mécaniques

III-1.2.1. Influence de la charge normale sur l'usure

L'évolution de l'usure W en fonction de la charge est représentée graphiquement par la figure III. 4 pour des essais effectués à l'aide des charges comprises entre 7 et 33 [N], nous remarquons que l'usure augmente presque linéairement avec la charge normale P .

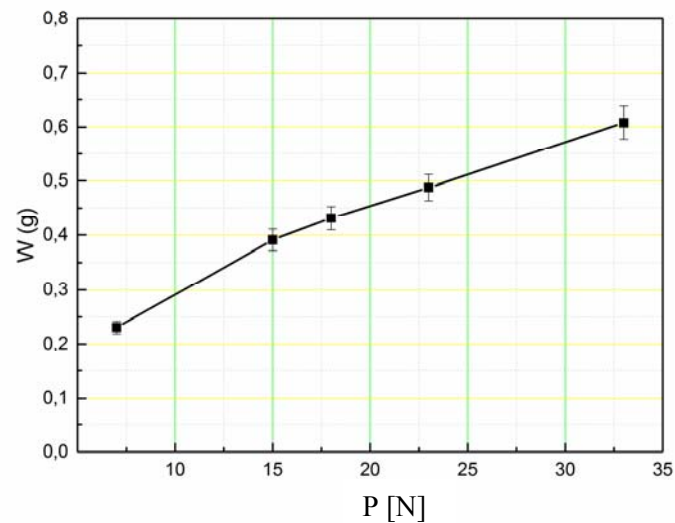


Fig. III. 4. Evolution de l'usure en fonction de la charge P , $V = 2,4$ [m/s], $I = 0$ [A].

III-1.2.2. Influence de la vitesse linéaire de glissement

La figure III. 5 montre l'évolution de l'usure W en fonction de la vitesse de glissement. En effet, le paramètre vitesse a un effet important sur l'usure du couple étudié ($< 0,10$ à $0,45$ [g]).

Aux faibles vitesses, la faible masse de l'usure entraîne des incertitudes considérables sur les valeurs de ce dernier, particulièrement pour les vitesses inférieures à 1 [m/s]. Au-delà de 1 [m/s], l'usure est sensiblement importante en fonction de la vitesse V .

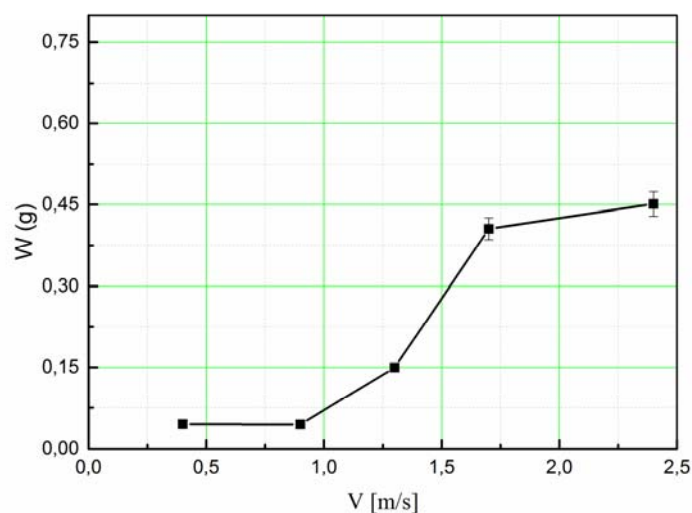


Fig. III. 5. L'usure en fonction de la vitesse linéaire V , $P = 18$ [N], $I = 0$ [A].

III-1.3. Evolution du coefficient de frottement en fonction du paramètre électrique

III-1.3.1 Influence de courant électrique sur le coefficient de frottement

En faisant traverser l'interface des échantillons frottant par un courant continu I , nous remarquons l'apparition de fluctuations dans le régime dit : stabilisé. Après cette période, le coefficient de frottement a atteint son état d'équilibre.

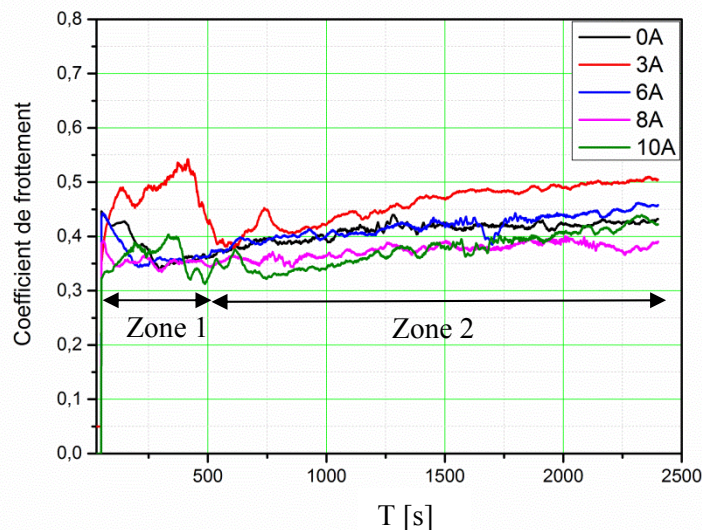


Fig. III. 6. Influence de l'intensité du courant sur le frottement en fonction du temps, $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s].

Cette tendance existait dans toutes les conditions de test (Fig. III. 6). L'état d'équilibre a été attribué à la formation d'un film recouvrant la surface de contact de l'acier 20MnCr5.

La figure III. 7 présente la relation entre le coefficient de frottement moyen et l'intensité du courant électrique, nous remarquons que le coefficient de frottement a subi une légère diminution lorsque le courant électrique augmente.

La figure III. 8 reporte l'effet comparé d'un courant de 10 [A] sur le coefficient de frottement en fonction de la charge normale appliquée. Nous remarquons que, sans courant électrique, l'examen de cette figure montre que le coefficient de frottement diminue rapidement entre 7 et 18 [N] et montre une diminution modérée jusqu'à la charge 33 [N] et tend à se stabiliser. Avec un courant électrique, le coefficient de frottement a diminué légèrement lorsque la charge normale appliquée a augmenté.

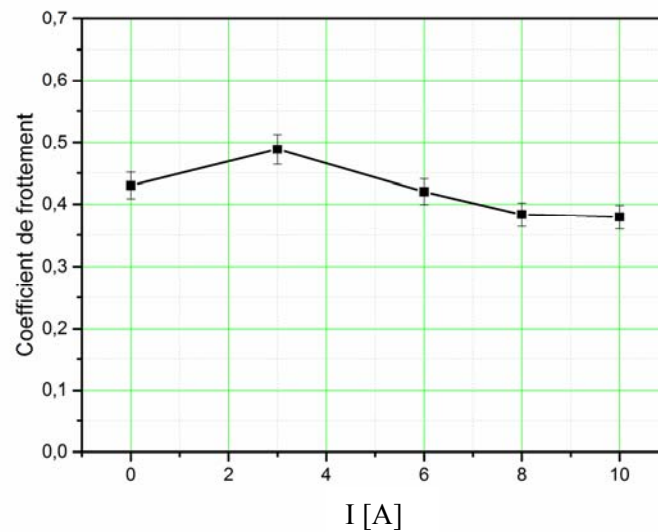


Fig. III. 7. Effet du courant électrique sur le frottement, $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s].

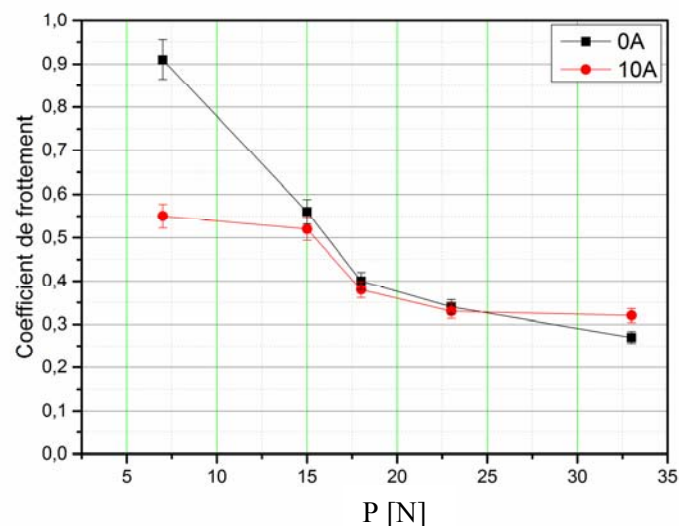


Fig. III. 8. Influence comparée du courant sur le frottement en fonction de la charge P , $V = 2,4$ [m/s].

III-1.3.2 Influence du courant électrique sur l'usure

La figure III. 9 montre la relation entre la perte de la masse W du bronze avec le courant électrique appliqué. Il apparaît que la perte de la masse est considérablement faible lorsque le courant électrique passe de 0 à 6 [A], ce qui s'explique par le fait que la faible intensité du courant électrique a un effet négligeable sur l'usure. Au-delà de la valeur de 8 [A], particulièrement 10 [A], Nous pouvons voir que l'usure a diminué jusqu'à une valeur minimum de 0,57 [g].

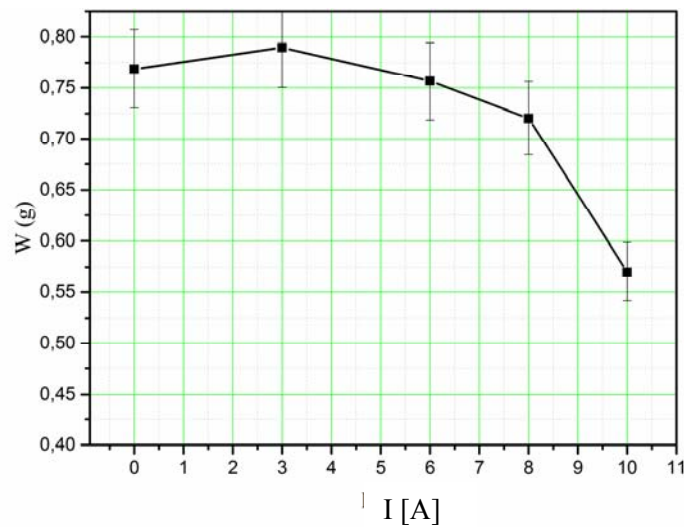


Fig. III. 9. Evolution de l'usure en fonction du courant électrique I, $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s].

La figure III. 10 montre la relation entre l'usure et la charge normale, avec et sans courant électrique. Nous pouvons observer que la perte d'usure augmente avec ou sans le passage du courant électrique. D'autre part, nous remarquons que la perte de la masse avec le courant électrique est plus importante que sans courant. En effet, l'augmentation de la charge normale entraîne une augmentation de la surface de contact réelle et du transfert de bronze.

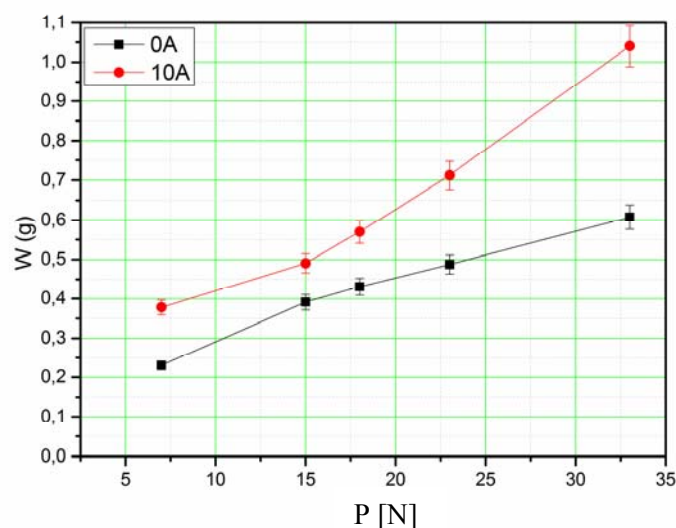
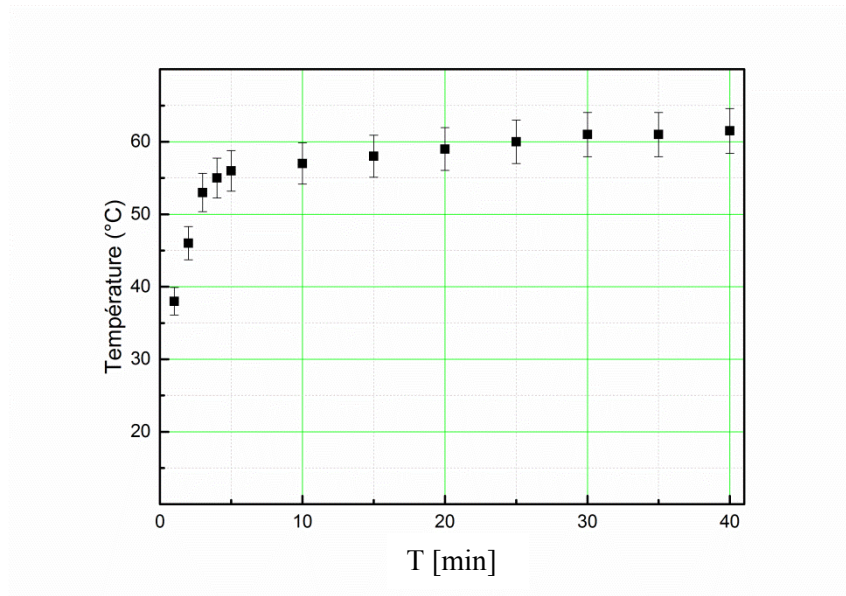


Fig. III. 10. Influence comparée du courant sur l'usure en fonction de la charge P, $V = 2,4$ [m/s].

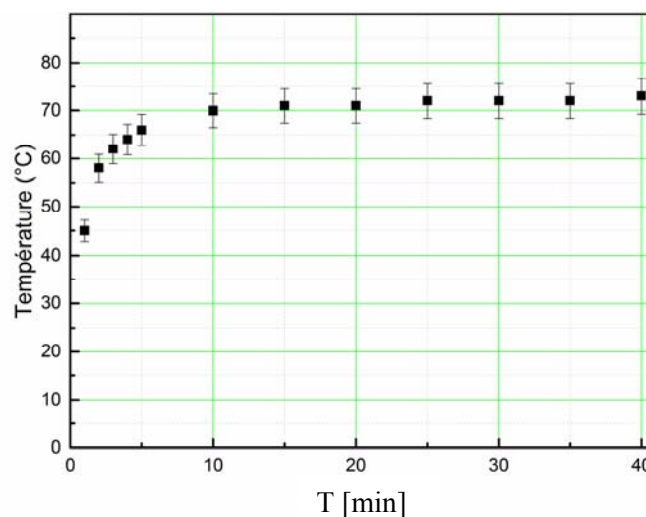
III-1.4. Evolution de la température à l'interface de contact bronze-acier

III-1.4.1. Evolution de la température de contact expérimentale en fonction du temps

Les mesures des températures du contact sont réalisées par thermocouple implanté à 1.5 mm de l'interface de contact sous la surface frottant coté pion.



(a)



(b)

Fig. III. 11. Variation de la température à 1.5 mm du contact en fonction du temps de glissement, **(a)** $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s], **(b)** $P = 33$ [N], $V = 2,4$ [m/s].

Ces mesures ne permettent pas d'accéder aux températures exactes du contact, car il est impossible de s'approcher suffisamment de l'interface de contact, autrement dit, ces mesures ne reflètent pas les températures réelles qui sont beaucoup plus importantes.

La figure III. 11 présente les évolutions des températures de la surface de contact en fonction du temps du couple bronze-acier. En effet, au cours du régime transitoire, la température augmente durant les premières minutes en fonction du temps, pour se stabiliser ensuite à des valeurs selon les conditions de chaque essai.

Lors du régime établi, les valeurs moyennes mesurées de la température se stabilisent et sont presque constantes. Le temps de stabilisation correspond également au temps de stabilisation du coefficient de frottement.

III-1.4.2. Variation de la température de contact expérimentale en fonction de la charge normale et la vitesse linéaire de glissement

Les figures III. 12 et III. 13 montrent respectivement les résultats expérimentaux de la température mesurée à 1,5 mm de contact en fonction de la charge normale et de la vitesse linéaire de glissement. En effet, l'augmentation de la charge normale et de la vitesse linéaire de glissement, engendrent une augmentation importante de la température interfaciale et atteint une valeur maximale de 73°C.

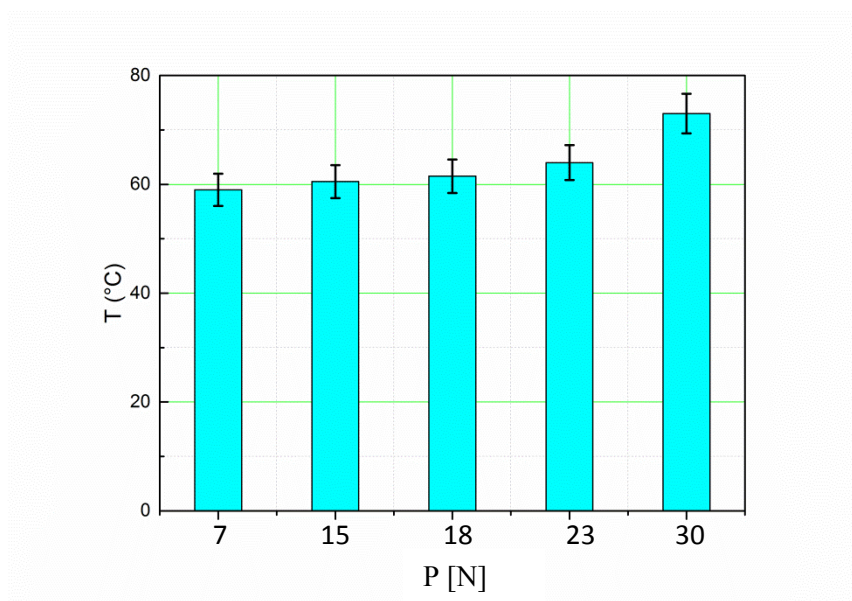


Fig. III. 12. Variation de la température de contact expérimentale en fonction de la charge normale, $V = 2,4$ [m/s].

Par ailleurs, nous remarquons que l'élévation de la température liée à la vitesse de glissement est moins importante que celle liée à la charge. En fait, la température la plus faible est enregistrée à la vitesse linéaire de 0,4 [m/s] (38°C) avec une charge de 18 [N] et la température maximale est enregistrée à la charge appliquée 33 [N] (73°C).

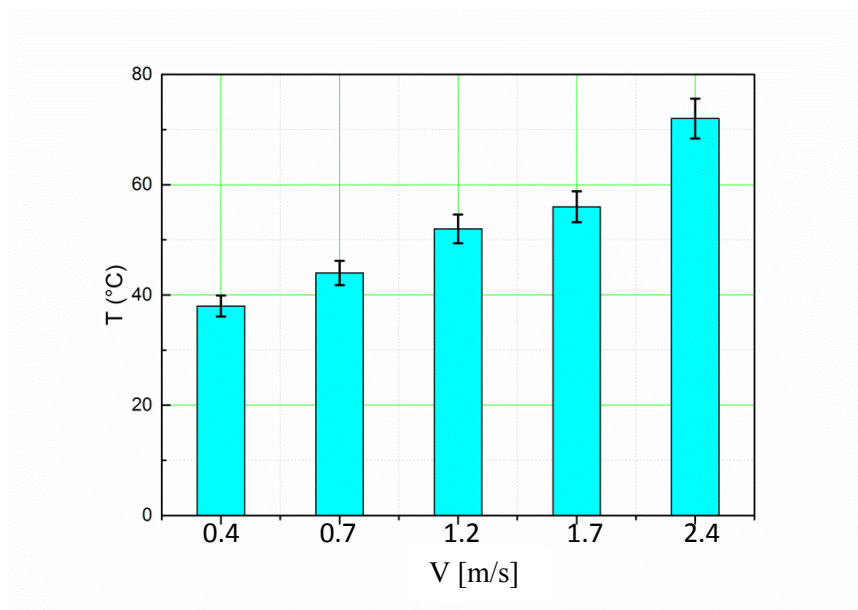


Fig. III. 13. Variation de la température de contact expérimentale en fonction de la vitesse linéaire, $P = 18$ [N].

III-1.4.3. Influence du courant électrique sur l'évolution de la température du contact

La figure III. 14 présente l'effet du courant électrique sur la température expérimentale du couple étudié.

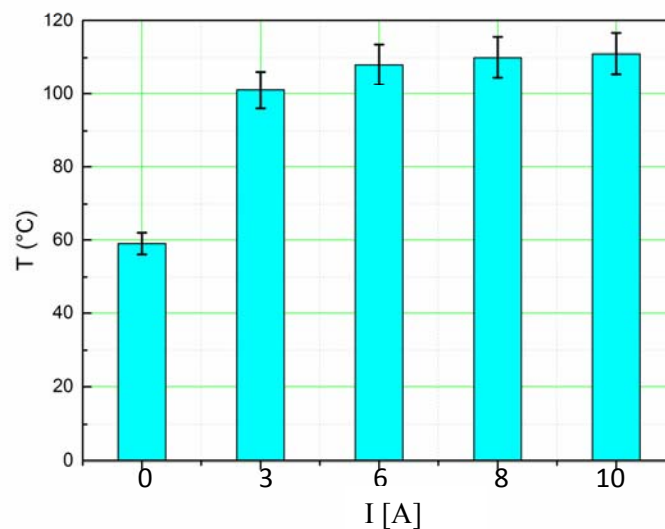


Fig. III. 14. Influence du courant électrique sur la température expérimentale de contact, $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s].

Nous remarquons que l'augmentation du courant électrique engendre une augmentation de la température expérimentale du contact.

La figure III. 15 illustre l'effet comparé d'un courant de 10 [A] sur la température expérimentale de contact en fonction de la charge normale appliquée. Nous remarquons que, en présence du courant électrique il y'a une nette élévation de la température de contact. En effet, elle est presque double, particulièrement pour des valeurs supérieures à 15 [N].

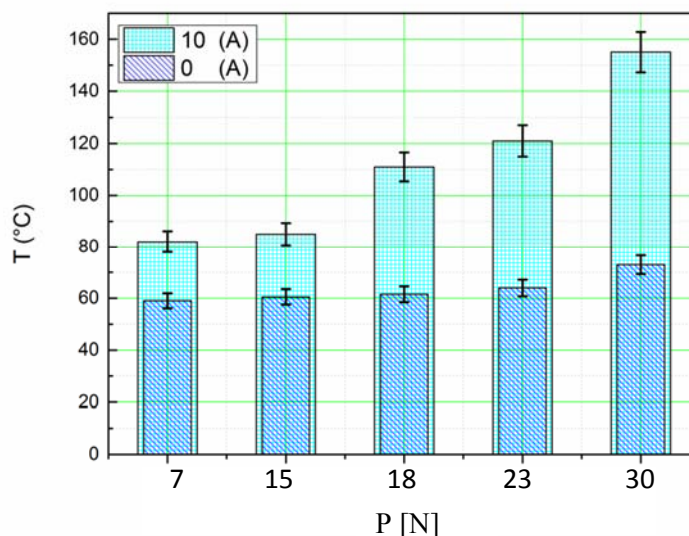


Fig. III. 15. Influence comparée du courant électrique sur la température expérimentale de contact, $V = 2,4$ [m/s].

III-2. Couple graphite-bronze

III-2.1. Evolution du coefficient de frottement en fonction des paramètres mécaniques

III-2.1.1. Evolution du coefficient de frottement en fonction du temps

La figure III.16 montre l'évolution du coefficient de frottement du couple graphite-bronze sous différentes charges (7, 18 et 33 [N]). Nous voyons que le coefficient de frottement devient relativement stable lorsque le temps de glissement augmente. Les valeurs moyennes des coefficients de frottement sont déterminées à partir de l'état d'équilibre (phase établie), à l'exclusion des fluctuations initiales dans la période transitoire. Les coefficients de frottement à 7, 18 et 33 [N] sont respectivement de 0,53, 0,4 et 0,22.

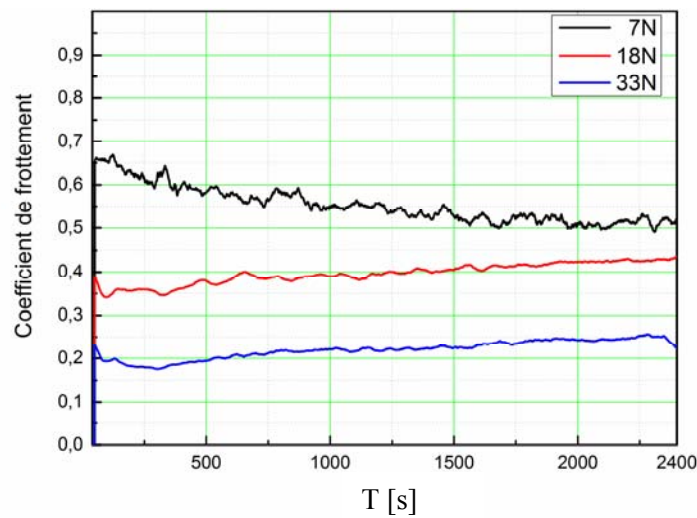


Fig. III. 16. Evolution du coefficient de frottement avec le temps, $V = 2,4$ [m/s], $I = 0$.

Par ailleurs, les coefficients de frottement sont autour de 0,6, 0,52 et 0,46 pour des valeurs de vitesse de glissement de 0,4, 1,3 et 2,3 [m/s] respectivement.

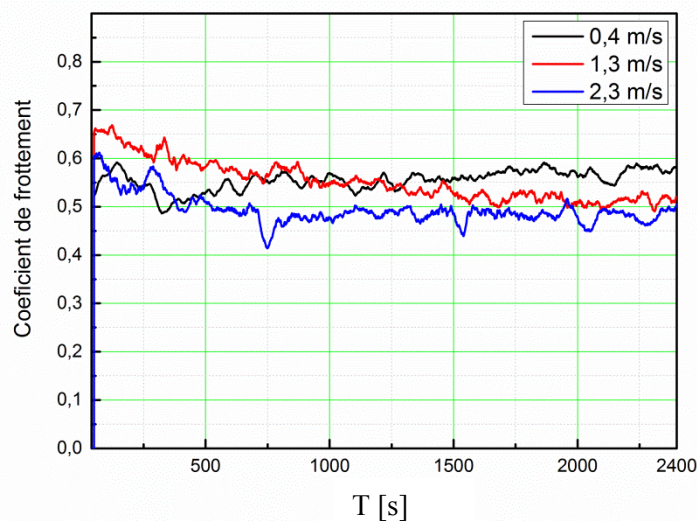


Fig. III. 17. Evolution du coefficient de frottement avec le temps, $P = 18$ [N], $I = 0$.

III-2.1.2. Influence de la charge normale sur le frottement

La figure III. 18 représente l'évolution du coefficient de frottement μ en fonction de la charge normale P en fixant V à 2,4 [m/s].

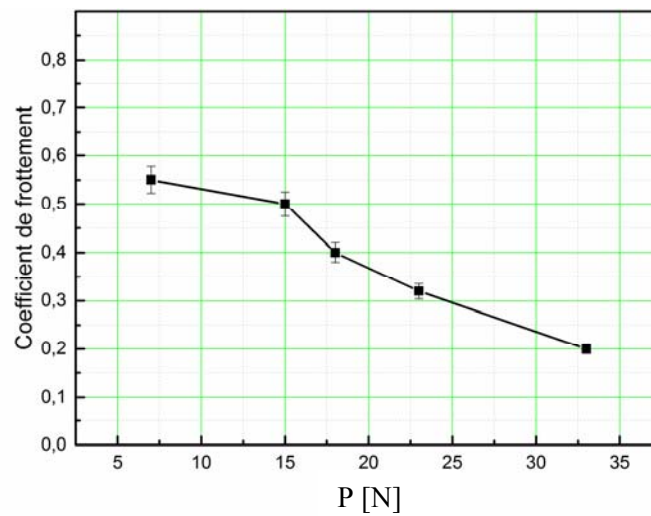


Fig. III. 18. Evolution du coefficient de frottement μ en fonction de la charge normale P, $V = 2,4$ [m/s].

Examinant cette figure, nous remarquons que, quand P augmente, μ diminue de 0,55 à 0,19 à cause de l'adaptation des deux surfaces.

III-2.1.3. Influence de la vitesse linéaire de glissement

L'influence de la vitesse linéaire de glissement sur le coefficient de frottement sous une charge de 18 [N] est donnée sur la figure III. 19.

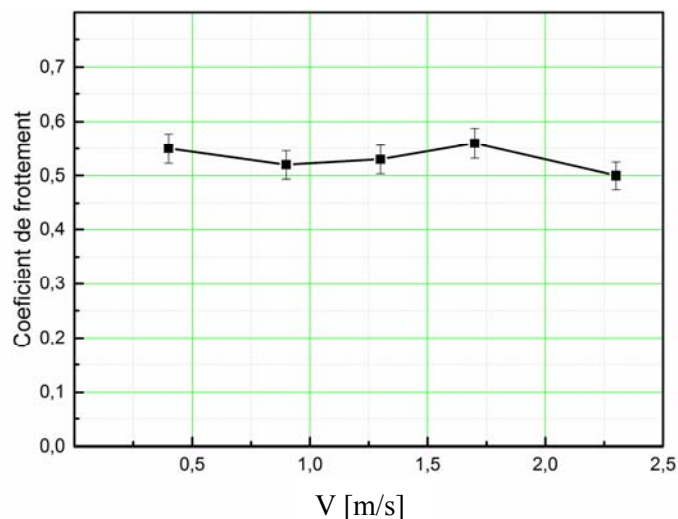


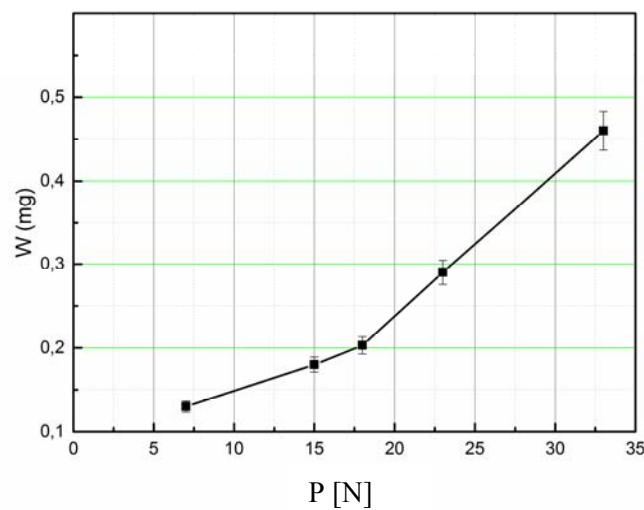
Fig. III. 19. Influence de la vitesse linéaire sur le coefficient de frottement, $P = 18$ [N], $I = 0$.

En effet, le coefficient de frottement diminue de 0,55 à 0,47 avec une légère variation. Ceci est dû au fait que pour des faibles vitesses le transfert de graphite sur le bronze est faible (recouvrement partiel) donc le contact est essentiellement graphite-bronze et graphite-graphite.

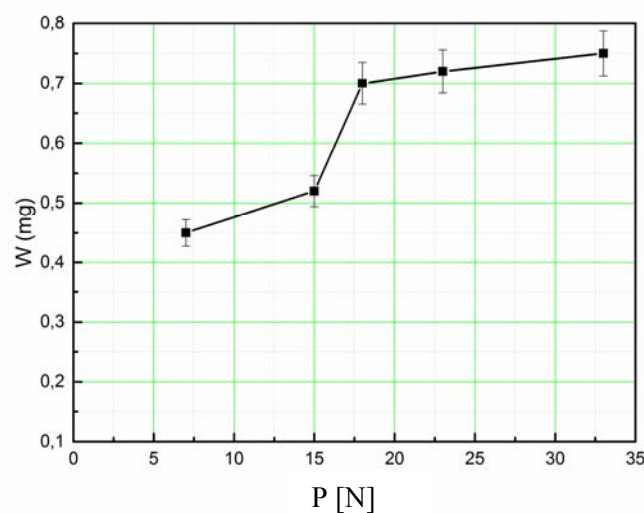
III-2.2. Evolution de l'usure en fonction des paramètres mécaniques

III-2.2.1. Influence de la charge normale

L'évolution de l'usure W en fonction de la charge est représentée graphiquement par la figure III. 20.



(a)



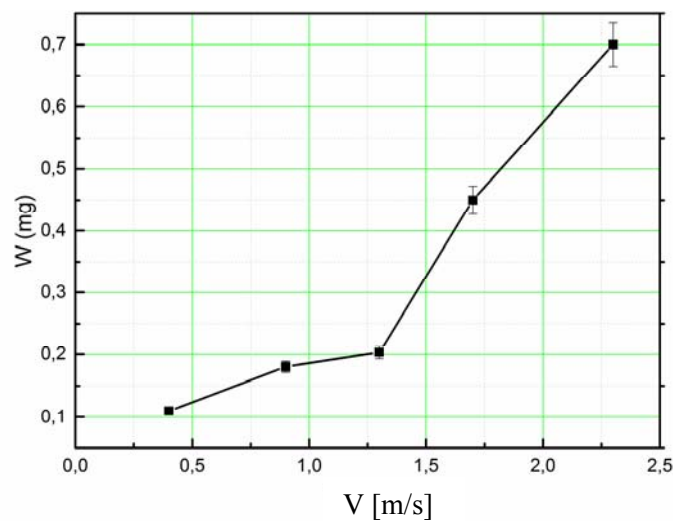
(b)

Fig. III. 20. L'évolution de l'usure en fonction de la charge : (a) $V = 1,2$ [m/s], (b) $V = 2,4$ [m/s].

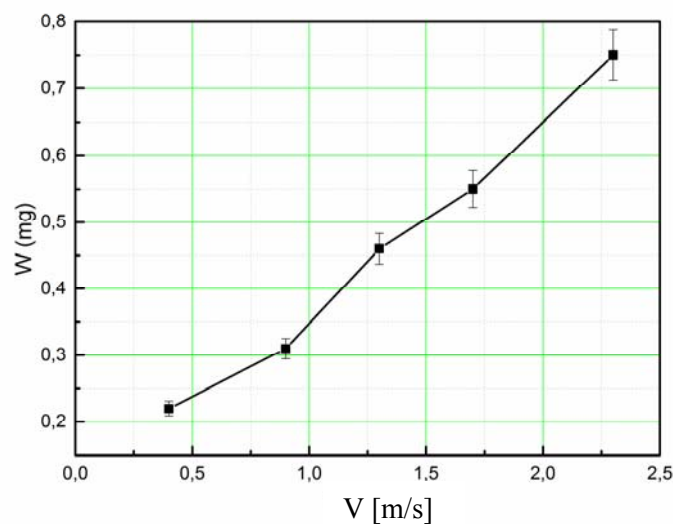
Nous remarquons que sous faible charge, l'usure est sensiblement proportionnelle à la charge. Mais aux charges élevées l'usure augmente presque linéairement avec P , particulièrement pour les charges supérieures à 15 [N].

III-2.2.2. Influence de la vitesse linéaire de glissement

L'évolution de l'usure W en fonction de la vitesse linéaire de glissement est représentée graphiquement par la figure III. 21.



(a)



(b)

Fig. III. 21. Evolution de l'usure W en fonction de la vitesse linéaire : (a) $P = 18$ [N], (b) $P = 33$ [N].

En effet, pour une charge de 18 [N] (Fig. III. 21(a)) l'usure est sensiblement proportionnelle à la vitesse linéaire. Mais aux vitesses élevées (au de-là de 1,4 [m/s]) l'usure augmente presque linéairement avec V .

Par contre, pour une charge de 33 [N] (Fig. III. 21 (b)) l'usure est sensiblement linéaire en fonction de la vitesse linéaire. En effet, il augmente de 0,22 [mg] pour une vitesse de 0,4 [m/s] à 0,75 [mg] pour une vitesse de 2,4 [m/s].

III-2.3. Evolution du coefficient de frottement en fonction du paramètre électrique

III-2.3.1. Influence de courant électrique sur le coefficient de frottement

Les coefficients de frottement en fonction du temps sous différents courants électriques et une charge appliquée de 7 [N] sont indiqués sur la figure III. 22. Le coefficient de frottement était initialement élevé et a ensuite diminué lorsque le temps de glissement a augmenté. Après une période transitoire initiale, le coefficient de frottement atteint l'état d'équilibre. Cette tendance existait dans toutes les conditions de test.

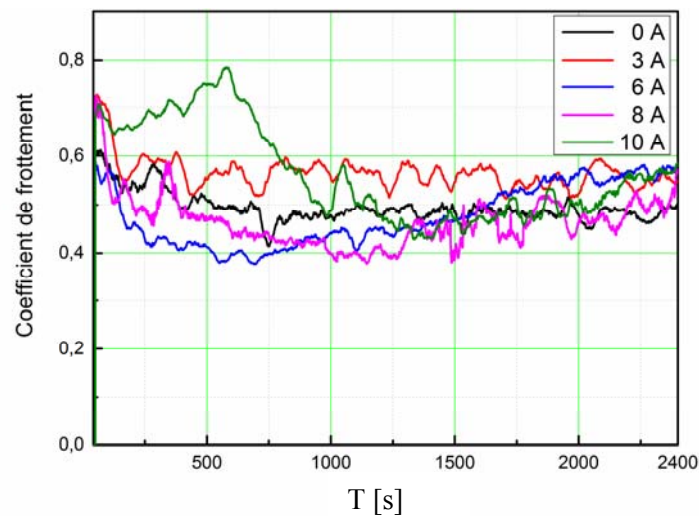


Fig. III. 22. Influence de l'intensité du courant sur le frottement en fonction du temps : $P = 7$ [N], $V = 2,4$ [m/s].

La figure III. 23 montre la variation de coefficient de frottement en fonction du courant électrique sous une charge de 7 [N] et une vitesse linéaire de 2,4 [m/s]. D'après cette figure, nous remarquons que le coefficient de frottement a subi une légère augmentation. En effet, il a augmenté de 0,42 à 0,58 pour une valeur de 10 [A], cela peut être dû aux effets négligeables des valeurs faibles d'intensité du courant électrique.

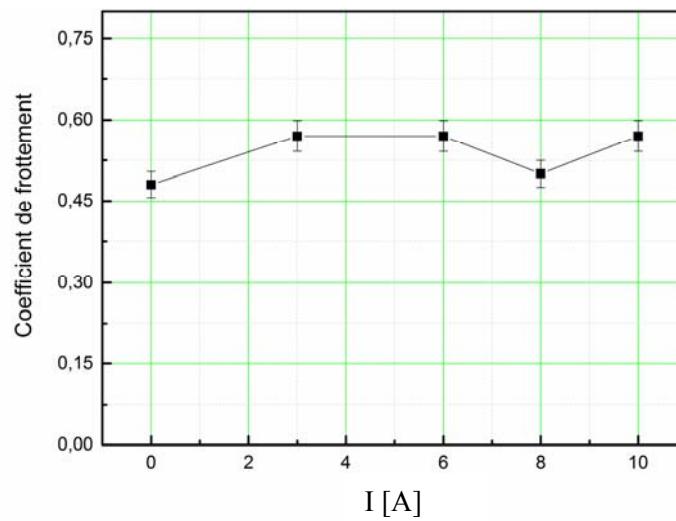


Fig. III. 23. Evolution de coefficient de frottement en fonction du courant électrique :

$$P = 7 \text{ [N]}, V = 2,4 \text{ [m/s]}.$$

III-2.3.2. Influence du courant électrique sur l'usure

La figure III. 24 montre la variation de la perte de masse du pion en graphite avec un courant électrique appliqué sous une charge de 18 [N] et une vitesse de 2,4 [m/s].

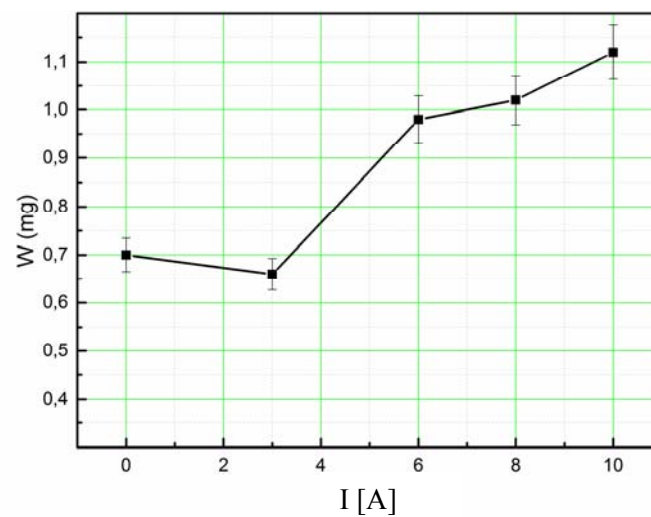


Fig. III. 24. Variation de l'usure du pion en graphite avec le courant électrique : $P = 18 \text{ [N]}$,

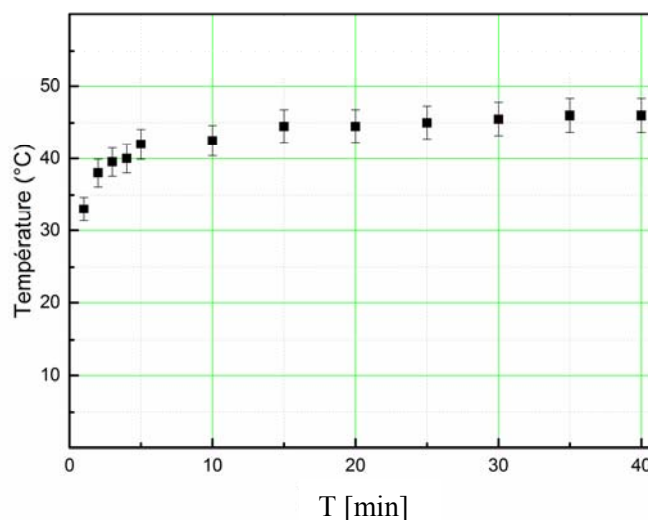
$$V = 2,4 \text{ [m/s]}.$$

En effet, l'usure augmente lentement au fur et à mesure que le courant électrique augmente de 0 à 10 [A].

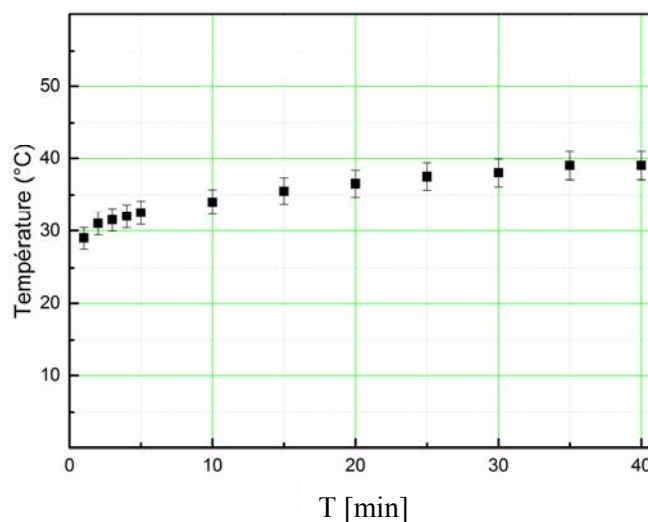
III-2.4. Evolution de la température à l'interface de contact graphite-bronze

III-2.4.1. Evolution de la température de contact expérimentale en fonction du temps

La variation de la température en fonction du temps, sans présence du courant électrique est illustrée par les figures III. 25 (a) et III. 25 (b).



(a)



(b)

Fig. III. 25. Variation de la température à 1.5 mm du contact en fonction du temps : (a) $P = 7$ [N], $V = 2,4$ [m/s], (b) $P = 33$ [N], $V = 0,4$ [m/s].

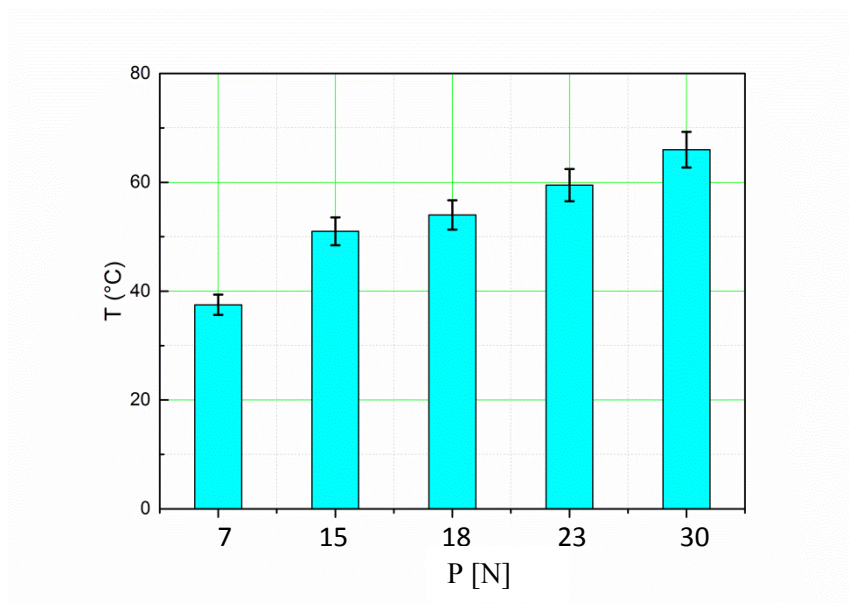
En effet, sur ces courbes nous observons une élévation de température, durant les 5 à 10 minutes premières (régime transitoire), puis une stabilisation (régime établi) pendant presque 30 minutes pour atteindre une valeurs de 46 °C pour une charge de 7 [N] et une

vitesse de 2,4 [m/s] et 39 °C pour une charge de 33 [N] et une vitesse de 0,4 [m/s]. De plus, l'évolution de la courbe présente une allure plus régulière.

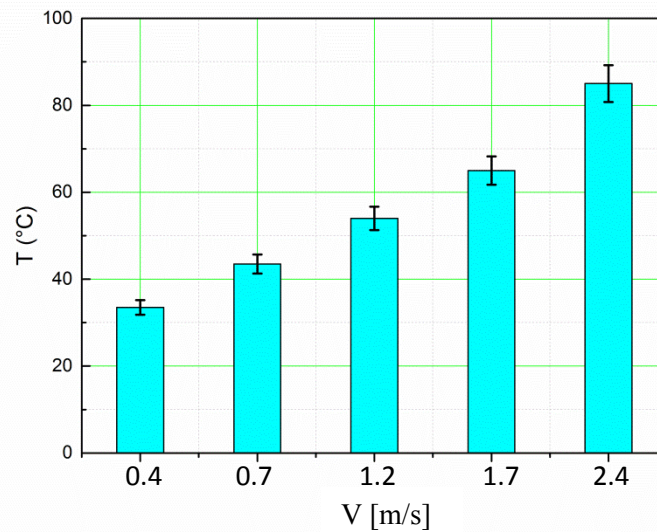
III-2.4.2. Variation de la température de contact expérimentale en fonction de la charge normale et la vitesse linéaire de glissement

Les figures III. 26 (a) et III. 26 (b) présentent l'évolution de la température en fonction de la charge normale et de la vitesse linéaire de glissement, sans passage de courant électrique. En effet, l'augmentation de la charge normale et de la vitesse linéaire de glissement, engendrent une augmentation importante de la température interfaciale.

Par ailleurs, nous remarquons que l'élévation de la température liée à la vitesse de glissement est plus importante que celle liée à la charge. En effet, la température interfaciale atteint une valeur maximale de 64°C pour l'influence de la charge et 86 °C pour l'influence de la vitesse linéaire.



(a)



(b)

Fig. III. 26. Evolution de la température en fonction de : (a) la charge normale, $V = 1,2$ [m/s] et de : (b) la vitesse linéaire, $P = 18$ [N].

III-2.4.3. Influence du courant électrique sur l'évolution de la température du contact

La figure III. 27 illustre l'effet du courant électrique sur la température expérimentale du couple étudié. En effet, nous remarquons que l'augmentation du courant électrique engendre une augmentation de la température expérimentale du contact.

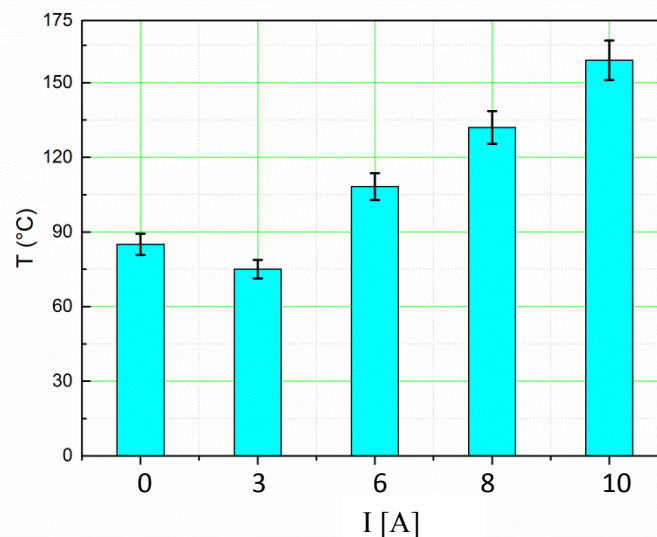


Fig. III. 27. Influence du courant électrique sur la température expérimentale du couple graphite-bronze, $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s].

La figure III. 28 présente l'effet comparé d'un courant de 10 [A] sur la température expérimentale de contact en fonction de la charge normale appliquée. Nous remarquons que, en présence du courant électrique il y a une nette élévation de la température de contact.

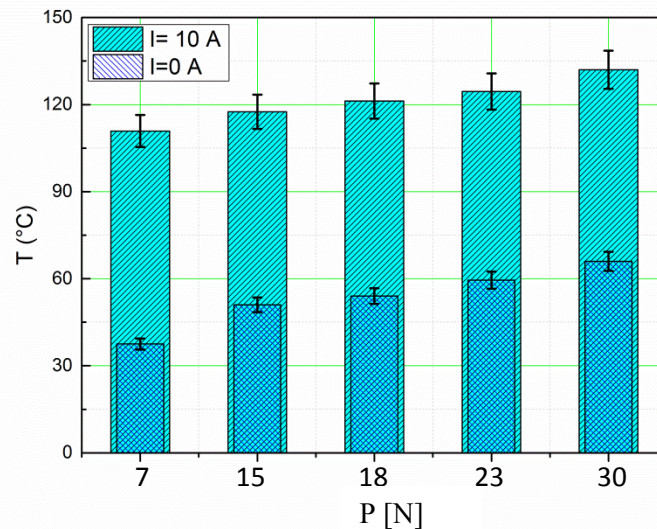


Fig. III. 28. Influence comparée du courant sur la température expérimentale de contact, $V = 1,2$ [m/s].

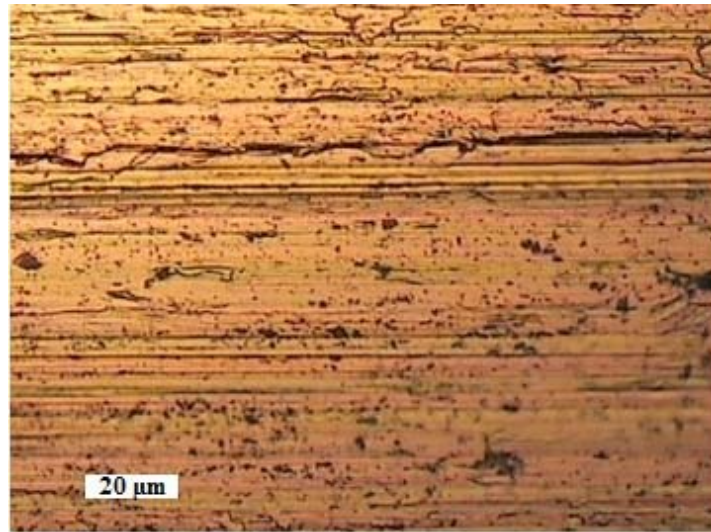
III-3. Discussion

III-3.1. Influence du paramètre temps sur le frottement

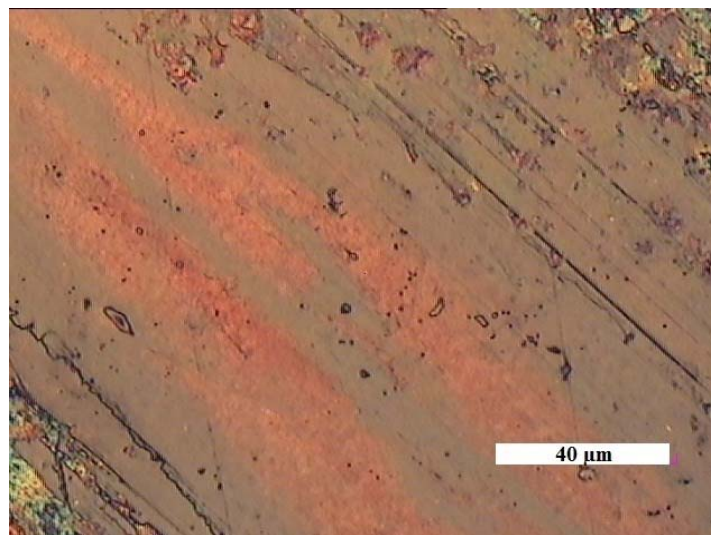
Le comportement tribologique ne dépend pas seulement du couple de matériaux [1], mais aussi des films présents à l'interface. En effet, les premiers moments de frottement ou de phase instable sont difficiles à reproduire d'un test à l'autre, en raison de la sensibilité aux petits changements de géométrie ou de préparation de la surface. Au début de chaque essai, des fluctuations se produisent en raison du transfert du bronze au cylindre en acier. Après cette période de transition, les conditions de fonctionnement à l'interface deviennent stables [2, 3]; coefficient de frottement stabilisé, rugosité de surface, profondeur des couches déformées, composition et microstructure des couches superficielles. Le mécanisme de transfert augmente sur le cylindre et agit comme un lubrifiant pour faciliter le glissement entre les deux surfaces (antagonistes).

Pour le contact graphite-bronze, l'état stable du coefficient de frottement a été attribué à la formation d'un film lubrifiant recouvrant la surface de contact (Fig. III. 29 (b)). Au début de l'essai, la surface du cylindre en bronze (Cu Sn 7) était transparente sans film transféré (Fig. III. 29 (a)). Le pion en graphite est directement entré en contact avec le bronze, de sorte que la résistance au frottement entre les surfaces de contact était élevée. Au fur et à mesure de

la progression du test, le graphite s'est transféré du pion vers le cylindre en bronze (Fig. III.29 (b)).



(a)



(b)

Fig. III. 29. Vue en microscopie optique de la surface du cylindre $P = 20$ [N], $V = 0,5$ [m/s].

III-3.2. Effet de la charge normale sur le frottement et l'usure

En général, nous constatons que l'augmentation de la charge normale engendre une réduction significative du coefficient de frottement [4, 5], ceci est dû principalement au mécanisme de transfert du pion vers le cylindre (Fig. III. 33). Au début, la charge normale P n'est pas assez forte pour produire un frottement important. Or son augmentation impose une pression sur la surface de contact qui produit un frottement considérable. En effet aux faibles charges, les surfaces s'accrochent par imbrication (enchevêtrement) des aspérités des

antagonistes, cela augmente également l'adhérence des surfaces du couple. Par contre, lorsque la charge normale augmente, la force tangentielle augmente également et la déformation plastique devient importante, la chaleur générée par le frottement mécanique et électrique et la température de contact augmente et favorise l'oxydation des surfaces et la génération d'un film d'oxyde agissant comme lubrifiant [5]. En outre, nous constatons que la plupart des particules d'usure sont en métal et que la force de frottement augmente linéairement avec la charge tandis que le coefficient de frottement reste constant. Cela correspond à une augmentation de la surface de contact réelle [6-8]. De plus, le détachement des particules de bronze et de graphite et leur transfert à la surface du cylindre facilitent le glissement. D'autre part, Ce comportement a été interprété par une déformation élastique des aspérités des surfaces en contact (interaction interfaciale adhésive).

III-3.3. Effet de la vitesse sur le frottement et l'usure

Généralement l'étude de l'influence du paramètre vitesse de glissement sur le comportement en frottement et en usure d'un couple tribologique est souvent corrélée notamment à l'effet de la température et de la charge normale appliquée. En effet, il est connu que la vitesse de glissement peut agir sur la température superficielle du contact [9], et favorisant la formation des oxydes jouant le rôle d'un lubrifiant solide. Cet oxyde se mélange avec le matériau transféré (bronze ou graphite) pour constituer une mixture favorable à la protection du pion. En effet, si on augmente la vitesse, la température augmente encore et nous observons une usure plus élevée et un coefficient de frottement constant. Nous retrouvons des particules d'oxydes dans les débris. Le transfert de pion vers le cylindre augmente, la piste de frottement présente des déformations avec des sillons labourés dans le sens de mouvement (Fig. III. 36), donc l'usure totale augmente. De plus la formation et la rupture de la couche d'oxyde engendre une consommation du matériau d'où l'augmentation de l'usure.

III-3.4. Effet du courant électrique sur le frottement et l'usure

Pour tous les matériaux solides, les aspérités des surfaces subissent une déformation plastique dès qu'elles seront en contact. La surface réelle de contact A_r ne représente qu'une petite partie de la surface de contact nominale A_n [10, 11]. En général, la couche superficielle réelle du métal est recouverte d'un film d'oxyde isolant ou d'autres films. Lorsque deux surfaces conductrices sont mises en contact, un passage électrique se produit aux endroits où ces films sont fracturés en raison de l'influence d'un mouvement et d'une charge mécanique. Les lignes de courant électrique se regroupent pour traverser des points chauds de contact

distincts (appelés aussi spots). L'aire de conduction électrique A_c comprend tous les points chauds. A_c n'est également qu'une petite partie de A_r [12, 13].

Avec un courant électrique, la chaleur générée sur la surface de frottement pendant le processus de frottement est principalement due à l'effet de frottement q_f , à l'effet d'arc électrique q_a et à l'effet Joule q_r [14]. Les températures des pions testés sont indiquées dans le tableau. III. 1.

Le tableau. III. 1 montre que la température augmente avec l'augmentation du courant électrique. L'élévation de température des points de contact provoque le ramollissement et même la fusion des points de contact. En effet, des points de contacts supplémentaires ont été perforés et détachés du matériau de base. En revanche, la chaleur était transmise aux zones voisines par les points de contacts, ce qui entraînait l'oxydation de matériaux supplémentaires. La couche d'oxyde augmente la résistance de contact, ce qui peut avoir pour conséquence une augmentation supplémentaire de la température des points de contacts adjacents. Lorsqu'une perte de contact se produit, une décharge d'arc peut se produire entre les surfaces frottants en raison du champ électrique. La température induite par la décharge d'arc peut atteindre 3500-4000 K, ce qui entraînerait une fusion considérable et même un enlèvement direct du matériau [15]. Par conséquent, la perte d'usure augmente lorsque le courant électrique augmente.

Comme montre la figure III. 35, l'existence du pic de l'élément oxygène confirme qu'une réaction d'oxydation s'est produite. Nous constatons que le rôle principal du courant électrique est similaire à celui d'un film lubrifiant. Holm [10] a montré que la température de la surface de contact augmente par un passage de courant électrique, entraînant une réduction de l'énergie des liaisons entre les métaux en contact, facilitant ainsi le glissement.

Tableau. III. 1. La température moyenne des pions sous différents courants électriques et charges appliquées

Charge [N]	Température [°C]	
	0 [A]	10 [A]
7	59	82
15	60,5	85
18	61,5	111
23	64	121
33	73	155

En fait, il a été rapporté que la température élevée accélère le phénomène d'oxydation [16, 17]. Selon Bouchoucha [18], le coefficient de frottement est affecté par les propriétés mécaniques des films d'oxyde formés sur les surfaces de glissement.

En revenant à la figure III. 9 montrant la relation entre la perte de masse du bronze avec un courant électrique appliqué. Nous remarquons que l'usure décroît lentement au fur et à mesure que le courant électrique passe de 0 à 6 [A], ce qui s'explique par le fait que la faible intensité du courant électrique a un effet négligeable sur l'usure. Mais avec la valeur de 10 [A], nous pouvons voir que la diminution de l'usure est plus importante. Ce comportement est probablement dû à la formation d'oxydes qui se développent sous forme de couche mince. De plus, ces oxydes entraînent une réduction de la surface de contact réelle du couple et donc de l'adhérence et de l'usure. En fait, il a été rapporté que l'usure n'est pas trop influencée par le courant électrique, sauf dans le cas de fortes intensités où le phénomène d'oxydation est activé [1].

III-3.5. Effet de l'élévation de la température sur le frottement et l'usure

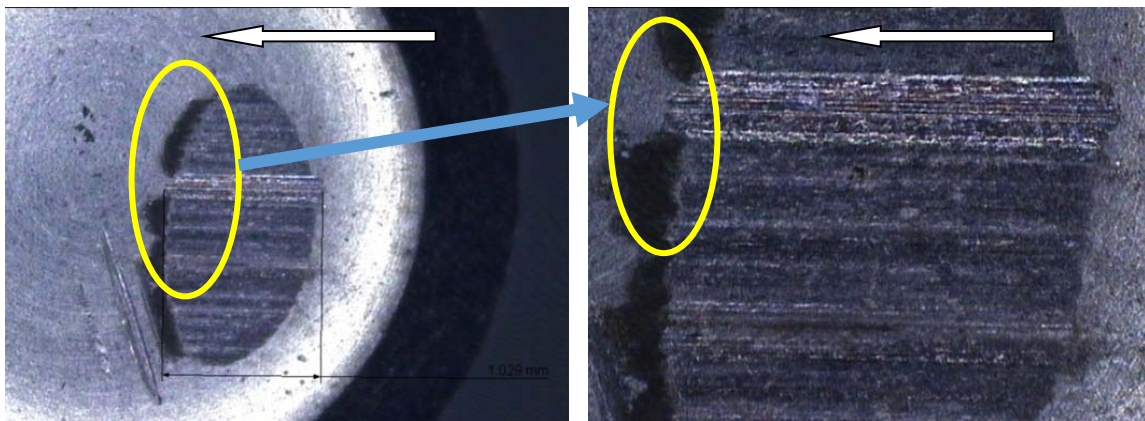
L'augmentation de la charge normale et de la vitesse de glissement en présence de courant électrique, engendrent une augmentation importante de la température interfaciale [6, 19-21]. En effet, pour une vitesse de 2,4 [m/s] et une charge de 18 [N], en présence d'un courant de 10 [A], une élévation de l'ordre de 159°C est enregistrée pour le couple graphite-bronze et 111°C pour le couple bronze-acier. Ce qui explique la forte dissipation de chaleur générée par effet joule au point de contact. Ainsi cet effet se superpose à la dissipation de l'énergie mécanique pour donner de fortes températures locales à l'interface. Cette élévation active le processus d'oxydation qui joue un rôle primordial dans le comportement en frottement et à l'usure des couples étudiés [14], comme nous avons explicité plus haut.

Par ailleurs, il est noté que l'élévation de la température affecte directement le comportement en frottement et en usure et détermine la durée de service des couples en contact [22].

III-3.6. Influence du courant électrique sur le mode de formation et de rupture des films d'oxyde

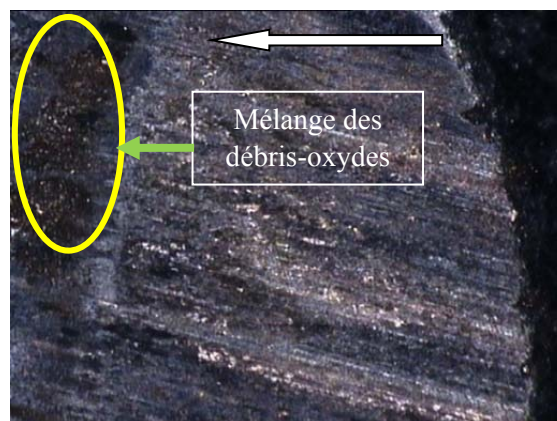
L'épaisseur de la couche oxydée augmente avec le facteur temps jusqu'à sa rupture, par action mécanique et/ou électrique, lorsqu'elle atteint son épaisseur critique. En effet, la croissance de cette couche dépend des facteurs mécaniques et électriques (charge, vitesse et intensité du courant électrique).

Dans la figure III. 30, nous observons un recouvrement progressif de l'entrée du contact par des couches de débris et d'oxydes, où les débris s'accumulent, vers la sortie du contact (Fig. III. 30 (a) et (b)). En observant les images de la figure III. 30, nous constatons que les faciès d'endommagement sont très proches quel que soit l'échantillon testé. Tous les pions testés présentent une usure abrasive en surface qui laisse apparaître les traces de bronze (transfert de matière du cylindre vers le pion). En effet, dans le premier cas la déformation plastique des pics rompent l'oxyde en présence et le contact électrique s'établit à travers la section de contact. Dans le deuxième cas la grande résistivité entraîne un fort gradient de tension (initialement de l'ordre de $14 \cdot 10^6$ v) qui est suffisant pour établir un contact par rupture de l'oxyde [23]. L'échauffement par effet Joule des points de contact électrique permet de dépasser la limite élastique des matériaux et la déformation consécutive entraîne l'accroissement de la zone de contact [24]. Elle permet une diminution de la résistance [25]. D'autre part, L'apparition des fissures sur la surface de contact sont dues aux fortes déformations plastiques.

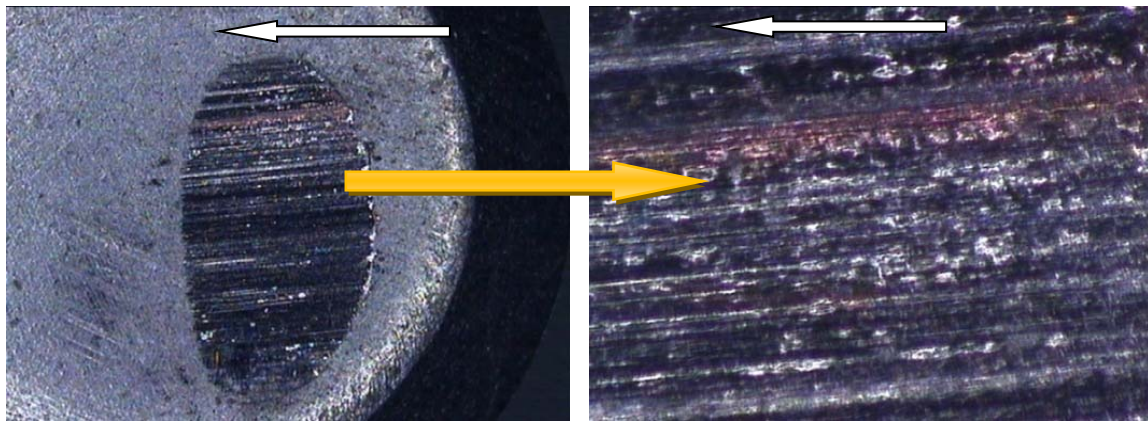


(a) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s], $I = 3$ [A]

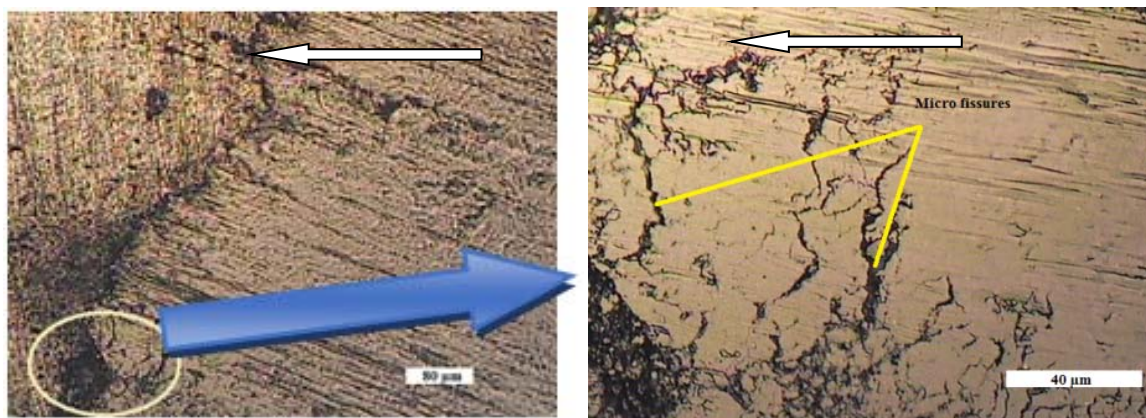
(b) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s], $I = 3$ [A]



(c) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s], $I = 3$ [A]

(d) $P = 7$ [N], $V = 2.4$ [m/s], $I = 8$ [A](e) $P = 7$ [N], $V = 2.4$ [m/s], $I = 8$ [A]**Fig. III. 30.** Faciès d'usure des pions en graphite après essai.

Dans cette situation, des contraintes résiduelles se développent dans la surface de frottement. Au-delà d'une certaine limite, des microfissures commencent à apparaître en plusieurs endroits sur la piste de contact, préférablement dans la zone réelle de contact (Fig. III. 31). La propagation des microfissures durant le glissement génère le développement des débris d'usure.



(a)

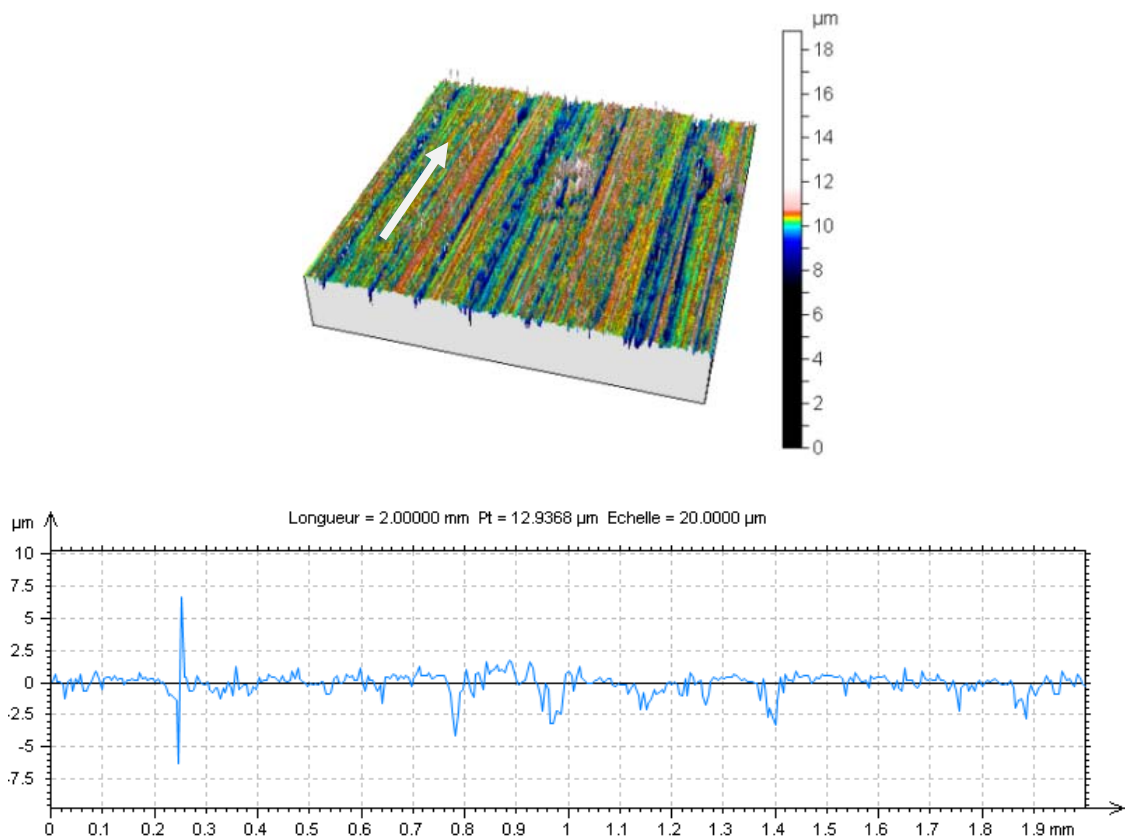
(b)

Fig. III. 31. Vue en microscopie optique de la surface du disque : (a) $P = 20$ [N], $V = 0,2$ [m/s] (b) $P = 20$ [N], $V = 0,4$ [m/s].

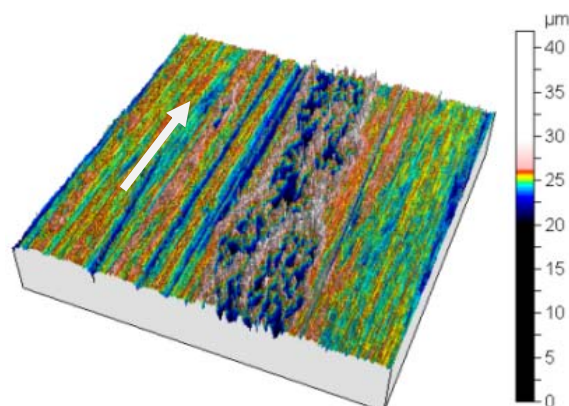
III-3.7. Transfert de la matière du pion vers le cylindre

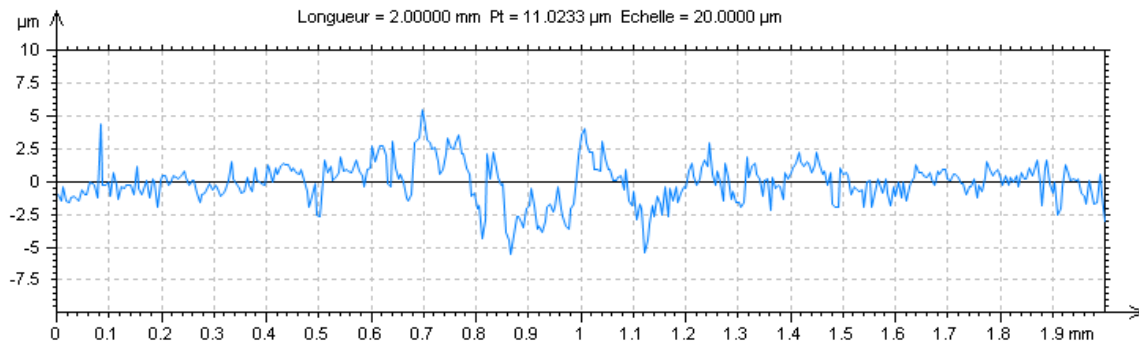
Pour bien mettre en évidence les phénomènes de transfert de matière, nous avons, à l'aide du Profilomètre, tracé le profil de la trace d'usure aux différents stades de l'évolution de la dégradation électrique.

Sur les figures III. 32 et III. 33, apparaît le profil des cylindres en acier et en bronze sur lequel sont accrochées les débris d'usure des pions en bronze et en graphite, glissant sur le cylindre. Nous remarquons, un transfert de la matière du pion sur le cylindre, dont l'épaisseur augmente au fur et à mesure, que se séparent les deux surfaces [26-28]. De plus, le frottement reste localisée et n'a pas lieu sur toute la surface théorique de contact, c'est pourquoi l'épaisseur du film n'est pas homogène sur toute la piste de contact [29].

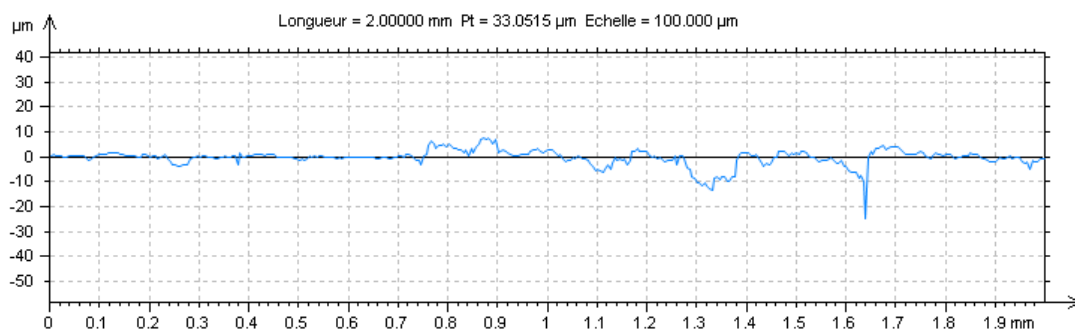
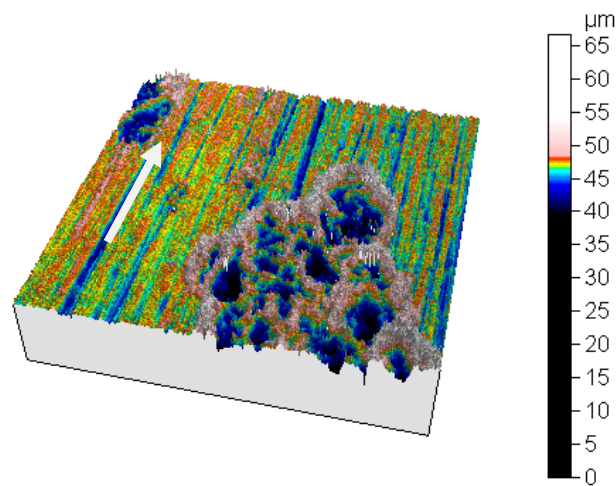


(a)





(b)



(c)

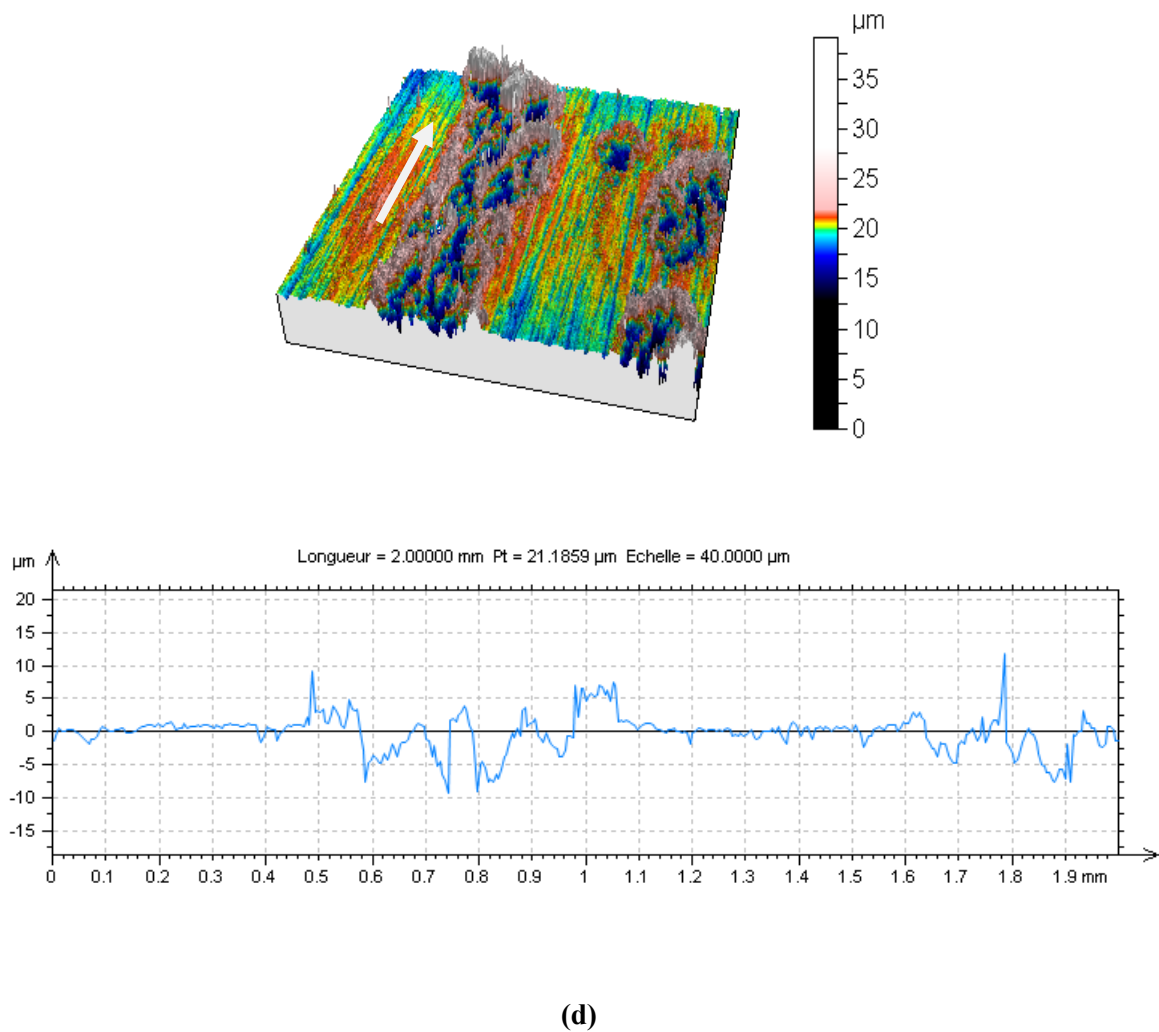
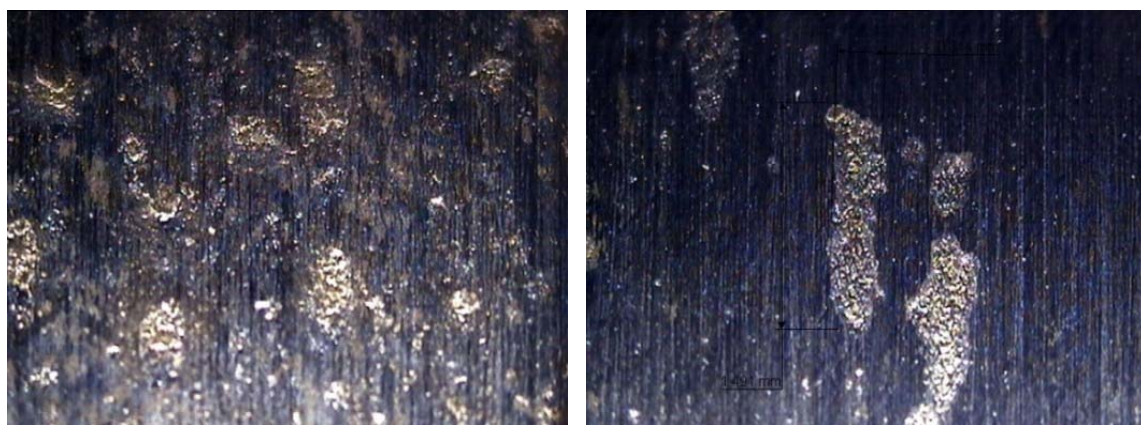


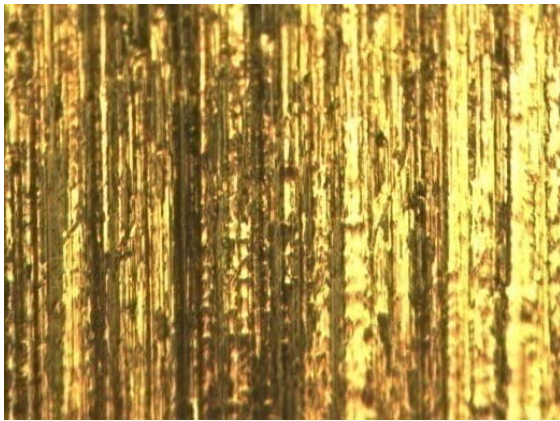
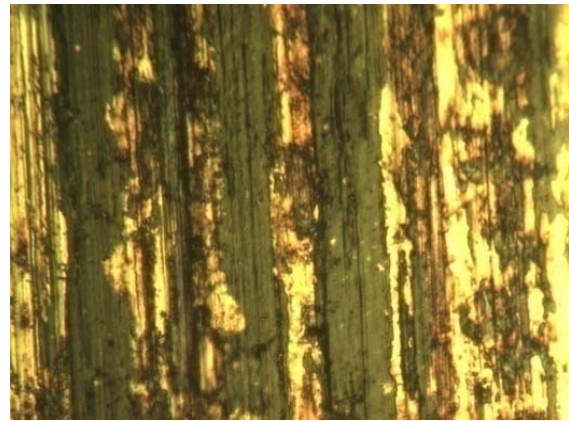
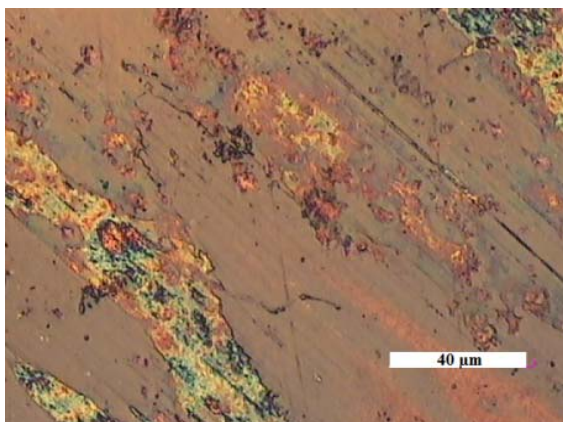
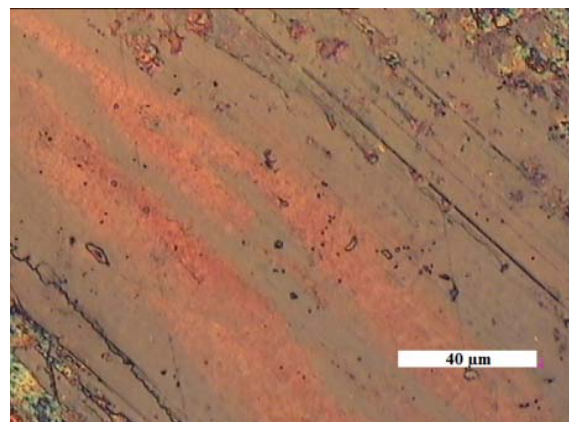
Fig. III. 32. Morphologie et profil des surfaces des cylindres en acier, avec transfert de la matière de l’usure du pion en bronze pour ($P = 18$ [N], $v = 2,4$ [m/s]), (a) 0 [A], (b) 3 [A], (c) 6 [A], (d) 10 [A].



(a) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s], $I = 8$ [A]

(b) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s], $I = 0$ A

Contact bronze-acier

(c) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s], $I = 3$ [A](d) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s], $I = 10$ [A]**Contact graphite-bronze**(e) $P = 33$ [N], $V = 1$ [m/s], $I = 3$ [A](f) $P = 33$ [N], $V = 1$ [m/s], $I = 10$ [A]**Contact graphite-bronze****Fig. III. 33.** Vue microscopique des échantillons cylindres (transfert de matière).**III-3.8. Observations des surfaces usées**

Les figures III. 34 et III. 35 présentent des images SEM et EDX des surfaces usées du pion en bronze. À partir de ces figures, nous pouvons observer la présence d'oxygène, en plus de plusieurs éléments. Cela est dû à un transfert mutuel entre les surfaces opposées identifiées par EDX (Fig. III. 35).

Sur la figure III. 32, la formation de film de transfert sur les surfaces usées d'acier 20MnCr5 est illustrée à l'aide d'un Profilomètre Altisurf. Il est clair qu'une adhésion s'est produite. Il est rapporté que l'adhérence aux jonctions métal-métal et la rigidité au cisaillement dans les jonctions de film créent une résistance au glissement (friction) et provoquent un transfert de métal [30].

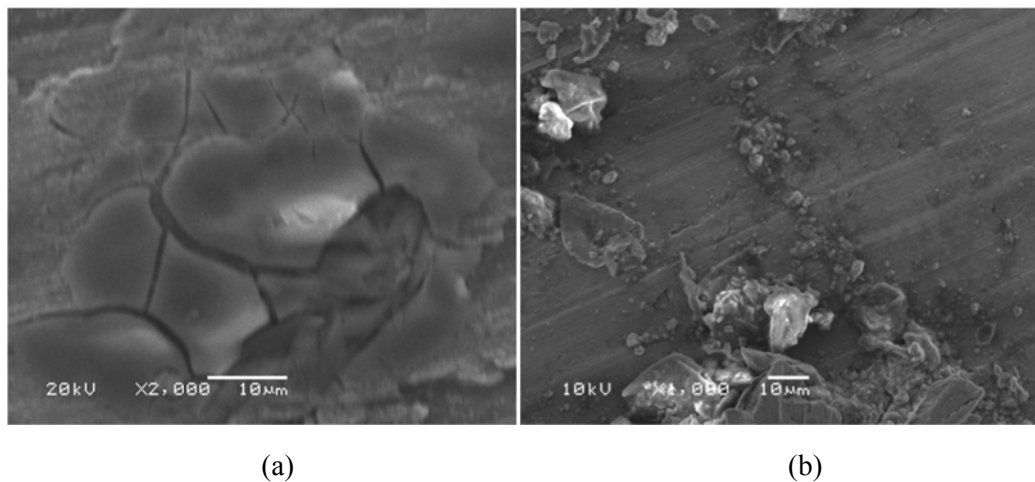


Fig. III. 34. Micrographie électronique (MEB) de la face usée du pion en bronze, $V = 2,4$ [m/s], $P = 18$ [N]; **(a)** 3 [A], **(b)** 10 [A].

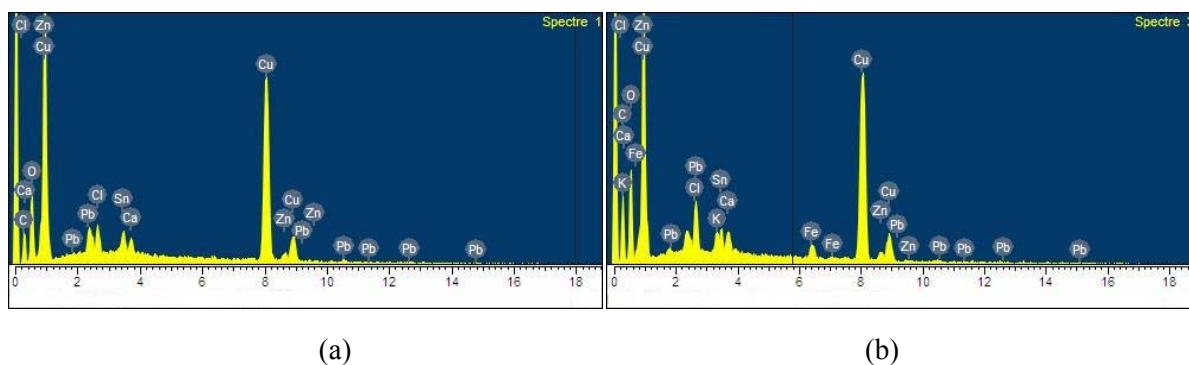
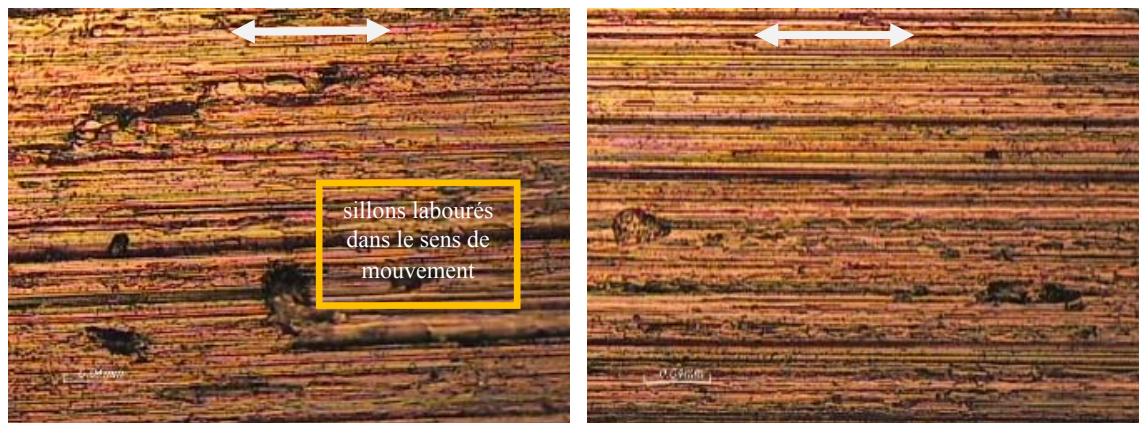


Fig. III. 35. Analyse spectrale en EDX de la surface usée du bronze $V = 2,4$ [m/s], $P = 18$ [N] **(a)** 3 [A], **(b)** 10 [A].

Les figures III. 36 **(a)** et **(b)** présentent les morphologies des échantillons des pions pendant les essais de frottement à sec avec et sans courant électrique en utilisant un microscope optique. Nous observons qu'il existe de nombreuses rainures sur la surface usée de l'échantillon de pion, attribuables à l'usure abrasive. Lors des essais, il a également été observé que le film transféré recouvrait la surface usée de l'échantillon de cylindre et que la couverture du film transféré sur la surface augmentait avec l'augmentation de la charge normale appliquée et la vitesse de glissement sans courant électrique. L'évolution de la surface de contact apparente finale provoque des rayures par abrasion dans la direction de glissement, ce qui est plus visible lorsque la charge et le courant électrique augmentent.

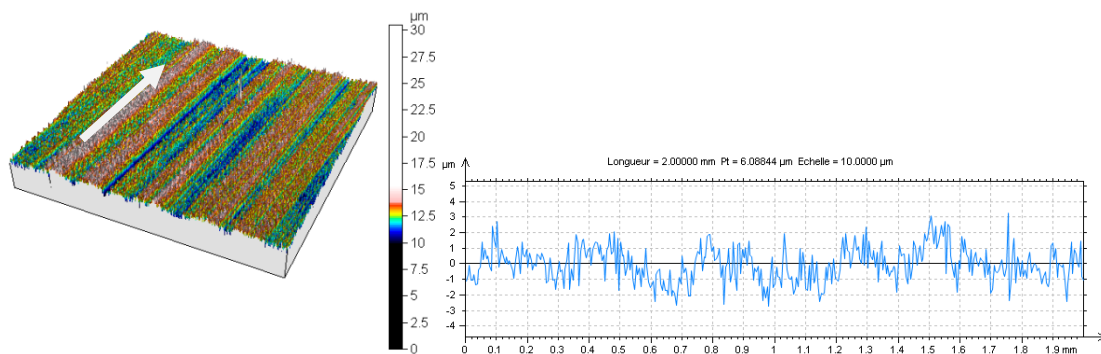
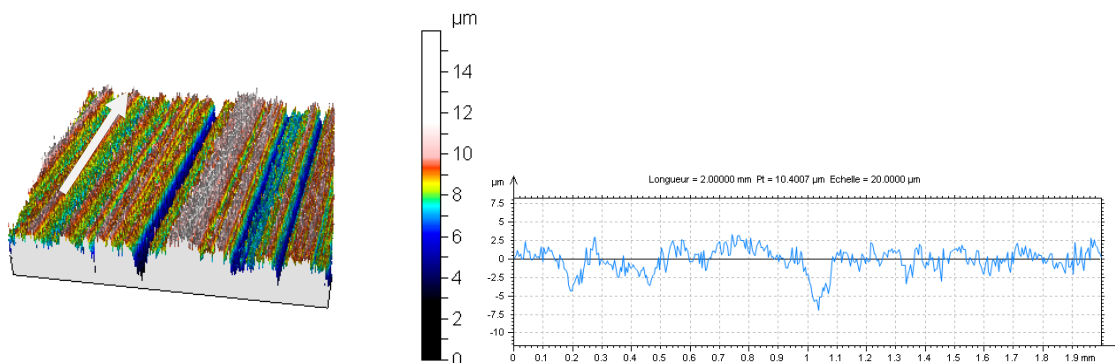


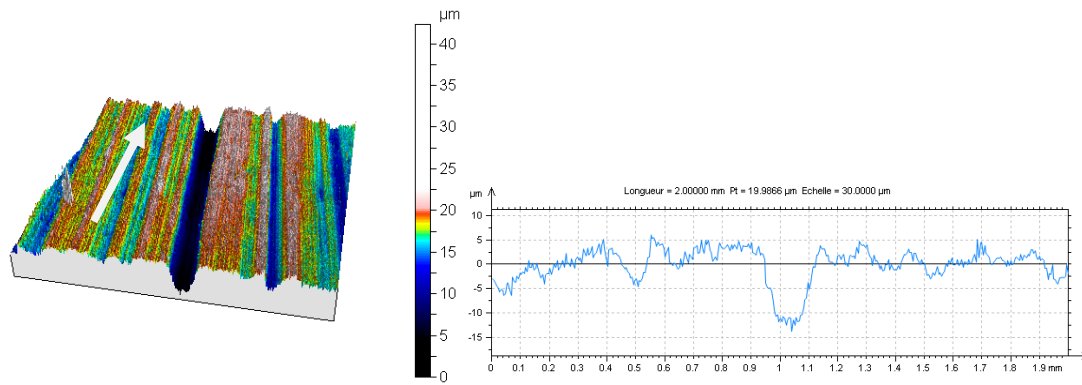
(a)

(b)

Fig. III. 36. Micrographie optique de la face usée du pion : $V = 2,4$ [m/s] $P = 18$ [N], (a) 6 [A], (b) 0 [A].

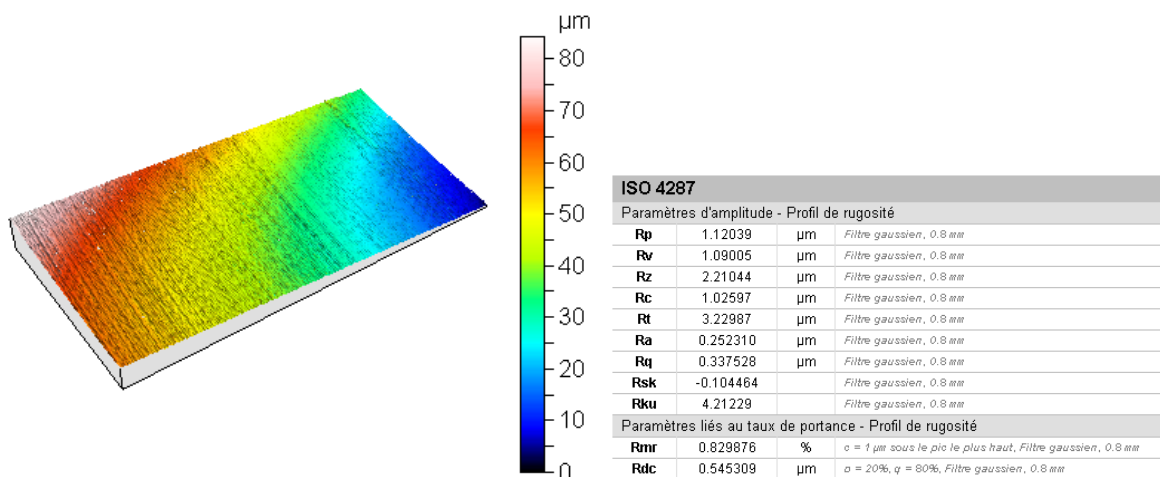
Les surfaces endommagées des pions sont analysées par Profilomètre pour chaque test (Fig. III. 37 et III. 38). Les topographies de la surface en trois dimensions des pistes d'usure formées montrent que les rayures de l'abrasion sont très claires. Les pistes d'usure se caractérisent par une déformation de la surface sous la forme de rainures longitudinales lisses parallèles à la direction de glissement. Cela s'explique par les résultats antérieurs montrant l'usure accrue du bronze.

(a) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s](b) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s]

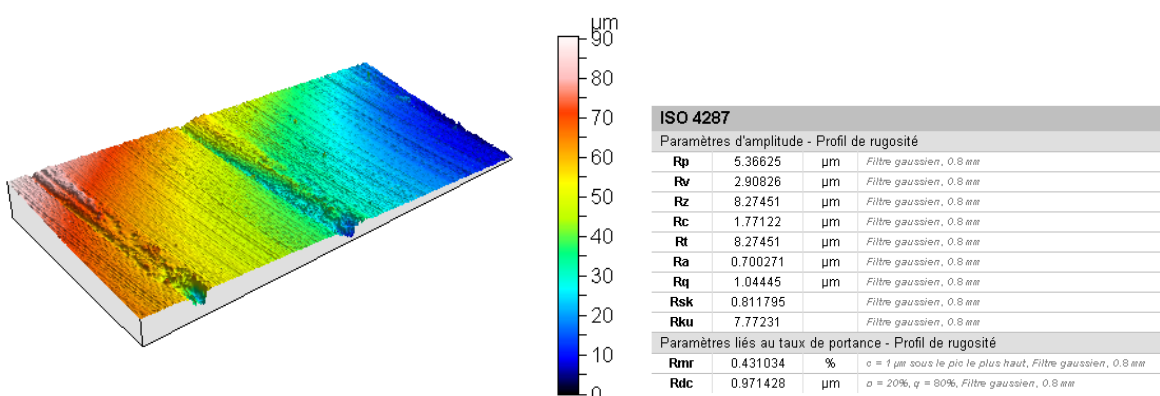


(c) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s]

Fig. III. 37. Morphologie et profil de la surface du cylindre usé : (a) 0 [A], (b) 6 [A], (c) 10 [A].



(a) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s], 0 [A]



(b) $P = 18$ [N], $V = 2,4$ [m/s], 6 [A]

Fig. III. 38. Morphologie et profil de la surface du pion en graphite.

La moyenne arithmétique de la rugosité R_a du profil des traces d'usure est indiquée dans le tableau III. 2. Nous voyons qu'une augmentation du courant électrique appliqué conduit à augmenter la moyenne arithmétique de la rugosité R_a . Ce comportement expliqué par la déformation plastique sévère lors des tests par le passage du courant électrique.

Tableau. III. 2. Rugosité arithmétique R_a des échantillons de bronze sous différents courants électriques.

Courant [A]	R_a [μm]
0	0,88
3	0,94
6	1,22
8	2,01
10	3,35

III-4. Conclusion

L'usure est la cause principale des défaillances de la plupart des machines du secteur industriel. Cela dépend des mécanismes d'usure apparaissant pendant le frottement. Dans la littérature, il a été rapporté que les mécanismes d'usure sous des paramètres mécaniques et électriques, y compris l'adhérence, l'abrasion, l'érosion par arc et la déformation plastique [6, 14, 31]. Ces mécanismes ont été réexaminés dans les tests actuels. Les principaux mécanismes d'usure observés dans nos essais sont l'adhésion, l'abrasion, l'oxydation, l'érosion par arc (contact graphite-bronze) et la déformation plastique. En effet, dans le contact graphite-bronze avec des charges normales et vitesse de glissement élevées et sous l'effet du courant électrique, l'ablation par arc électrique et la forte déformation plastique sont les mécanismes d'usure les plus dominants.

En effet, le frottement et l'usure sont significativement affectés par les films interfaciaux, mais contrairement au frottement, l'usure est un processus sensible et peut varier d'un facteur de deux ou plus, pour de petits changements dans les conditions expérimentales. Il est vrai que, pour des vitesses et des charges élevées, le mécanisme de transfert du bronze au cylindre en acier et du graphite vers le cylindre en bronze augmente. Ce transfert entraîne la formation des couches sur les surfaces du cylindre et affecte le comportement tribologique des couples.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] A. Bouchoucha, Etude du comportement en frottement et usure des contacts électriques glissants cuivre-acier et cuivre-graphite, Thèse de Doctorat d'état. Université Frères Mentouri Constantine1, (1997).
- [2] C. Boubechou, A. Bouchoucha, H. Zaidi, Friction and wear behavior of a dry sliding electrical contact stretched cable_disc, International review of Mechanical Engineering (I.R.E.M.E), Vol 5, N. 7 (2011).
- [3] G. Bucca and A. Collina, A procedure for the wear prediction of collector strip and contact wire in pantograph catenary system, wear, 266, 46-59, (2009).
- [4] M. Meiller, Etude Expérimentale du frottement outil/pièce en coupe orthogonale, Thèse de Doctorat. ENSAM Cluny, (2002).
- [5] Y. Mouadji, Effets du courant électrique sur le mécanisme de croissance de la couche d'oxyde à l'interface des contacts électrodynamiques cuivre-graphite et graphite-graphite, Doctorat en Sciences. Université Frères Mentouri, Constantine1, (2013).
- [6] A. Bouchoucha, S. Chekroud, D. Paulmier, Influence of the electrical sliding speed on friction and wear processes in an electrical contact copper–stainless steel, Applied Surface Science, 223, 330–42, (2004).
- [7] M. Ciavarella, V. Delfino, G. A. Demelio, “re-vitalized” Greenwood and Williamson model of elastic contact between fractal surfaces. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 54, 2569-91 (2006).
- [8] D. Paulmier, M. El. Mansori, H. Zaidi, Study of magnetized or electrical sliding contact of a steel XC48/graphite couple, Wear, 203-204, 148-154, (1997).
- [9] J. Blouet, Frottement-Usure, Techniques de l'ingénieur, A 3139, (1986).
- [10] R. Holm, Electric Contacts Theory and Applications. Berlin: Springer, (1967).
- [11] B. Bhushan, Contact mechanics of rough surfaces in tribology: single asperity contact. Applied Mechanics Reviews, 49, 275-98, (1996).
- [12] R. S. Timsit, Electrical contact resistance: properties of stationary interfaces. IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, 22, 85-98, (1999).
- [13] L. Kogut, Electrical performance of contaminated rough surfaces in contact. Journal of Applied Physics, 97, 103-723, (2005).
- [14] H. Nagasawa, K. Kato, Wear mechanism of copper alloy wire sliding against iron-base strip under electric current. Wear, 216, 179-83, (1998).

- [15] B. Bhushan, R. E. Davis, M. Gordon, Metallurgical re-examination of wear models I: Erosive, electrical arcing, and fretting. *Thin Solid Films*, 123, 93–112 (1985).
- [16] G.X. Chen, F.X. Li, L. Dong, M.H. Zhu, Z.R. Zhou. Friction and wear behaviour of stainless steel rubbing against copper-impregnated metallized carbon. *Tribology International*, 42, 934-939, (2009).
- [17] A. Bouchoucha , H. Zaidi, E. K. Kadiri, D. Paulmier, Influence of electric fields on the tribological behaviour of electrodynamical copper/steel contacts. *Wear*, 200-204, 434-41, (1997).
- [18] A. Bouchoucha, E.K. Kadiri, F. Robert, H. Zaidi, et al., Metals transfer and oxidation of copper-steel surfaces in electrical sliding contact, *Surface and Coatings Technology*, 76-77, 521-527, (1995).
- [19] A. Bouchoucha, Contribution à l'étude du comportement en frottement et usure du cuivre dans un contact dynamique cuivre-acier traversé par un courant électrique, Thèse de doctorat. Institut National Polytechnique de Lorraine, (1988).
- [20] Y. Mouadji, A. Bouchoucha, H. Zaidi, Simulation numérique et étude expérimentale de la température dans un contact dynamique bronze-acier. *Journées Nationales de l'Ingénierie Mécanique Constantine*, 13-14 Juin, p.36, (2006).
- [21] K. Shunichi, K. Koji, Effect of arc discharge on the wear rate and wear mode transition of a copper-impregnated metalized carbon contact strip sliding against a copper disk, *Tribology International*, 32, 367-378, (1999).
- [22] A. Elhadi, Processus de formation et de rupture des couches d'oxydes dans le contact tournant sec acier-acier : conséquences sur le frottement et l'usure, Doctorat en science. Université Frères Mentouri Constantine1, (2018).
- [23] E. I. Shobert, *The Physics and Chemistry of Sliding Contacts*, editions Chemical Publishing Company, Inc. New York, (965).
- [24] F. P. Bowden, J. P. B. Williamson, Electrical Conduction in Solids Influence of the Passage of Current Between Solids, *WEAR* 2 (3) 238, editions elsevier, (1958).
- [25] P. Chazalon, Etudes des variations de la résistance électrique du contact Balai-Bague de l'alternateur, Thèse de Doctorat. Ecole Centrale de Paris (ED287), (2013).
- [26] A. Bouchoucha, F. Robert, H. Zaidi, and D. Paulmier, Metal transfer and oxidation of copper-steel surfaces in electrical sliding contact. *International Conference on Metallurgical Coatings and Thin Films*, San Diego, California 24-28, (1995).
- [27] A. Bouchoucha, D. Paulmier and H. Zaidi, Influence of electrical field of electrodynamical contact copper-steel on its tribological behavior, 11th International

Conference on Wear of Materials' 97, April 20-23, San Diego, California USA, (1997).

- [28] A. Bouchoucha, S. Chekroud, D. Paulmier, Influence of oxygen on the tribological behavior on friction and wear in the couple copper-steel crossed by an electrical current. *Tribotest Journal*, 11-1, 11-27, (2004).
- [29] A. Mekroud, A. Bouchoucha, H. Zaidi, Influence du champ magnétique alternatif et du courant électrique continu sur un couple dynamique de matériau non ferromagnétique-ferromagnétique. 07-08 Avril, Constantine, (2008).
- [30] P. G. Slade, *Electrical contacts, principles and applications*, second edition, CRC Press Taylor & Francis Group, (2014).
- [31] H. Zhao, GC. Barber, J. Liu, Friction and wear in high speed sliding with and without electrical current, *Wear*, 249, 409-14, (2001).

Chapitre IV

La méthode de TAGUCHI:

Etude de l'effet des paramètres
électromécaniques sur la température de
contact graphite-bronze

Chapitre IV : La méthode de Taguchi : Etude de l'effet des paramètres électromécaniques sur la température de contact graphite-bronze

IV-1. Introduction

Les problèmes industriels sont complexes par la nécessité d'optimiser la durée de vie de service des différents éléments, et impliquent beaucoup de phénomènes complexes tels que le frottement entre les surfaces antagonistes, et l'échauffement causé à l'interface [1, 2].

L'échauffement des éléments en contact est en fonction des paramètres mécaniques (charge normale appliquée, vitesse de glissement, coefficient de frottement) et des paramètres thermiques (conductivité, capacité de chaleur et diffusivité). Pendant le glissement, l'échauffement par frottement peut considérablement augmenter les températures moyennes de la surface de contact. La température instantanée (température flash) se produit dans les aspérités de contact. Elle dépend des paramètres mécaniques et de l'aspérité.

En fait, quand deux matériaux sous la charge normale sont mis en contact, celui-ci est produit entre quelques aspérités des surfaces des deux corps. La surface totale de ces aspérités, appelée la surface réelle de contact représente un pourcentage très petit, entre 1% à 10% de la surface apparente de contact [3]. Si on met les deux matériaux en mouvement relatif, les pics des aspérités de contact sont soumis à des contraintes normales et tangentielles élevées et à des températures micro localisées. Le travail résistant de frottement de ces contraintes tangentielles est dissipé à l'interface et devient source de chaleur. En effet, le dégagement de la chaleur est ainsi un processus continu entre la source chaude et la source froide. Il produit un gradient de température décroissant à partir de l'interface de contact et génère un champ de températures dans les deux matériaux en contact.

Le frottement entre les pièces en mouvement cause l'élévation de la température dans la zone de contact. Ceci peut causer des défaillances dans la plupart des machines dans le secteur industriel qui peut de manière significative raccourcir la vie des pièces. La dilatation thermique change la géométrie et les cotations fonctionnelles des pièces. Ceci peut conduire à une surcharge et au serrage dangereux (entre les pièces). La mauvaise conduction du flux thermique peut déformer les pièces par des contraintes thermiques. Le sur échauffement peut également changer les propriétés mécaniques des matériaux par un recuit ou autre, ce qui diminue leur résistance et leur module d'élasticité. Pour limiter ces phénomènes il faut limiter la température du contact et augmenter l'écoulement de la chaleur. Il est donc intéressant de déterminer et de simuler le champ des températures résultant des contacts en glissement [4].

En effet, le comportement thermomécanique des pièces, les mécanismes de déformation et la rupture sont dépendent fortement des températures élevées et des phénomènes produits [5-11].

IV-2. Buts et objectifs

L'objectif de ce travail est d'appliquer les plans d'expériences plus précisément la méthode de Taguchi dans le domaine de la tribologie. Pour cela, nous proposons l'étude du comportement thermique du couple graphite-bronze en fonction des paramètres mécaniques (charge normale, vitesse, coefficient de frottement), électriques (intensité de courant à travers le contact) et de la géométrie de l'élément frottant contre le cylindre (pion sur cylindre) dans une ambiance atmosphérique. En plus, nous faisons une analyse statistique.

Les paramètres à considérer dans cette étude sont : la charge normale, la vitesse de glissement et le courant électrique, et le paramètre de sortie est : la température moyenne de contact. Trois niveaux de paramètres utilisés ont été employés dans cette étude. La rangée orthogonale de Taguchi L_{27} a été utilisée pour identifier le paramètre le plus influent sur la température moyenne de contact. La technique de l'analyse de variance (ANOVA) a été employée pour obtenir le pourcentage de la contribution et la signification de chaque paramètre.

IV-3. Généralités

IV-3.1. La méthode des plans d'expériences

Dans toutes les disciplines, il est fréquent de souhaiter étudier un phénomène dépendant de différents paramètres. La méthode intuitive n'est pas toujours la meilleure. Elle consiste généralement à fixer le niveau de toutes les variables sauf une et de mesurer la réponse pour plusieurs valeurs de la variable mobile.

La méthode des plans d'expériences indique toutes les expériences à réaliser sous forme d'une matrice d'expériences (ou matrice des essais). Il s'agit ainsi d'une formulation mathématique du plan d'expériences qui est plus attachée aux aspects pratiques de l'expérimentation. En effet, dans les plans d'expériences classiques, l'objectif principal est d'identifier les facteurs qui affectent la réponse moyenne et de les contrôler à des niveaux souhaitables. En outre, les plans d'expériences de Taguchi par exemple traitent conjointement la moyenne et la variabilité des valeurs des caractéristiques mesurées grâce à l'emploi des ratios Signal/Bruit.

L'utilisation de ces indicateurs de performance permet de trouver du premier coup la combinaison des niveaux des facteurs contrôlés, qui s'avère la plus insensible aux facteurs bruits [12]. L'idée est donc le besoin d'une méthode «expérimentale», peu coûteuse en expériences, qui permettra de mesurer et de connaître l'influence de tous les paramètres et d'en déduire les plus influents donc un plan d'expériences adéquat.

Les principaux avantages de cette méthode sont :

- diminution du nombre d'essais ;
- possibilité d'étudier un grand nombre de facteurs ;
- détection des interactions entre facteurs ;
- modélisation des réponses étudiées ;
- une précision optimum des résultats ;
- permet d'extraire le maximum d'informations avec un minimum de résultats de simulations.

La méthode des plans d'expériences permet une interprétation rapide et sans équivoque en fournissant un modèle expérimental précis du système étudié [12].

Nous s'intéresse dans ce travail, à l'application des plans d'expérience plus précisément la méthode de Taguchi dans l'étude de l'effet des paramètres électromécanique sur la température de contact de couple graphite-bronze.

IV-3.2. La méthode de TAGUCHI

La méthode de Taguchi va être exposée dans ce paragraphe. Il n'a pas pour but d'expliquer la totalité de la méthode, mais s'appliquera à présenter les fondements pour mettre en évidence son intérêt. En effet, nous avons été séduits par cette méthode, car elle permet d'extraire le maximum d'informations avec un minimum de résultats [12]. Cette méthode est issue des travaux de M. Genichi Taguchi, pour lequel l'aspect applicatif et industriel a été largement pris en compte [13].

La méthode de Taguchi vise à combiner un ensemble de techniques pour obtenir des améliorations rapides de la qualité et des coûts de production. Dans un premier temps, elle a connu un succès dans les secteurs industriels et en particulier dans le domaine agroalimentaire, puis elle a suscité l'intérêt de la communauté scientifique pour un développement et une étude plus large. De nombreux statisticiens, [14, 15], ont donc essayé de retrouver dans ses présentations les idées générales de la statistique sous-jacente à sa démarche dont les justifications étaient un peu confuses au départ. D'autre part, la "méthode de Taguchi" vise essentiellement à simplifier la mise en œuvre des plans d'expériences. Quel plan d'expériences choisir ? Comment prendre en compte telle ou telle interaction ? ... etc.

En effet, la méthode de Taguchi fait une utilisation spécifique de la technique des plans d'expériences. La méthode classique des plans d'expériences ne considère que les valeurs moyennes des caractéristiques à optimiser. Nous la complétons parfois par une analyse de la variance des différents facteurs testés. Les plans d'expériences Taguchi traitent conjointement la moyenne et la variabilité des valeurs des caractéristiques mesurées [12, 13]. Donc, la méthode de Taguchi vient pour enrichir les méthodes de plans d'expériences en apportant une amélioration considérable aux plans factoriels complets et fractionnaires. Elle se distingue par une réduction importante du nombre d'essais, tout en gardant une bonne précision [12]. Nous appliquons ensuite la méthode de Taguchi sur notre base de données, en utilisant des plans de type non orthogonaux avec deux genres de préférence plus petit et plus grand.

Une approche factorielle a été utilisée pour étudier les facteurs affectant la température de contact du couple tournant à sec graphite-bronze. Les expériences ont été conçues avec la méthode de Taguchi. Cette méthode est simple, robuste, efficace et systématique dans la résolution des expériences [16-18]. En effet, dans les industries, il est rapporté que la méthode de Taguchi a joué un rôle économique dans la résolution des problèmes dans le domaine de production et les projets d'optimisation et de conception [19, 20]. Avec cette méthode, les résultats expérimentaux pourraient être convertis en rapport signal/bruit (S/B) [21]. Habituellement, les caractéristiques de fonctionnement du rapport standard de S/B selon Taguchi sont exprimées par préféré plus grand "the larger is better" et préféré plus petit "the smaller is better". En effet, la formule du rapport signal/bruit de «préféré plus grand» est donnée par [22] :

$$S/B = -10 \log \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{1}{y_i^2} \right) \quad (\text{IV .1})$$

Et «préféré plus petit » est donné par l'équation suivante :

$$S/B = -10 \log \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) \quad (\text{IV .2})$$

Dans ces équations : S/B représente le ratio signal/bruit obtenu ; n est le nombre d'expériences pour le produit particulier et y_i est la valeur mesurée.

Cette étude est basée sur l'effet de trois facteurs (charge normale appliquée, vitesse de glissement et courant électrique) sur la température moyenne de contact du couple graphite-bronze. Trois niveaux sont définis pour chaque facteur, comme montre le tableau IV. 1.

Tableau. IV. 1. Paramètres et leurs valeurs correspondantes à leurs niveaux.

Niveau	Charge (N)	Vitesse (m/s)	Courent (A)
1	7	0,4	0
2	18	1,2	5
3	30	2,4	10

Le tableau IV. 2, donne le plan expérimental selon le tableau orthogonal L₂₇. En fait, trois facteurs à trois niveaux ont conduit à un total de 27 tests.

IV-3.3. La méthode ANOVA (Analyse de la variance)

Le plan présenté plus haute (Taguchi) donne la définition des expériences dans le DE (plan d'expérience). Les valeurs des réponses en ces points doivent être analysées afin de mesurer l'influence des facteurs et des interactions sur les variations constatées de la réponse.

La principale méthode répondant à cet objectif est l'analyse de la variance. C'est une méthode statistique a été utilisée dans cette étude pour étudier et comprendre l'influence de la charge, de la vitesse et du courant électrique sur la température moyenne de contact du couple graphite-bronze. Cette méthode est appelée "Analysis of Variance " dans la littérature anglo-saxonne, son appellation est couramment abrégée en ANOVA ce que nous appelons une modélisation statistique pour déterminer la contribution de chaque paramètre et son pourcentage dans chaque résultat expérimental. En fait, l'analyse de la variance permet d'estimer si les effets calculés sont significatifs ou si ces effets proviennent de facteurs non contrôlés (non étudiés dans le plan). En particulier, le test permet de déterminer si un facteur a des chances d'être significatif. En comparant le moyen carré par rapport à une estimation des erreurs expérimentales à des niveaux de confiance spécifiques, la méthode ANOVA aide à tester la signification de tous les facteurs principaux et leurs interactions [18].

Tableau. IV. 2. Plan d'expérience de la rangée orthogonale L₂₇.

N° essai	Charge (N)	Vitesse (m/s)	Courant (A)
1	7	0,4	0
2	7	0,4	6
3	7	0,4	10
4	7	1,2	0
5	7	1,2	6
6	7	1,2	10
7	7	2,4	0
8	7	2,4	6
9	7	2,4	10
10	18	0,4	0
11	18	0,4	6
12	18	0,4	10
13	18	1,2	0
14	18	1,2	6
15	18	1,2	10
16	18	2,4	0
17	18	2,4	6
18	18	2,4	10
19	30	0,4	0
20	30	0,4	6
21	30	0,4	10
22	30	1,2	0
23	30	1,2	6
24	30	1,2	10
25	30	2,4	0
26	30	2,4	6
27	30	2,4	10

En Matière de régression, le principe de l'analyse de variance est de subdiviser la variation totale en une composante factorielle relative à l'équation de régression ou au modèle utilisé, et une composante résiduelle, la première devant être testée par rapport à la deuxième [13, 23].

En définitive, l'intérêt de l'analyse de variance est de pouvoir tester de manière absolue l'influence des facteurs sur les variations d'une réponse donnée [13].

IV-3.3.1. Caractéristiques

a) Carrés moyens des facteurs et des interactions

La variance des facteurs s'obtient en calculant la somme des carrés des écarts (SCE) que nous divisons par le nombre de degrés (ddl) associé au facteur F considéré. Le nombre de degrés de liberté associé à un facteur est le nombre de niveaux qu'il prend lors de la réalisation du plan.

b) Variance résiduelle

Lorsqu'il existe une erreur expérimentale non nulle, l'équation de variance fait apparaître un nouveau terme appelé communément variance résiduelle.

c) Test de Fisher-Snedecor

Le test de Fisher-Snedecor permet de comparer deux variances, par utilisation de la loi statistique dite de Fisher (ou loi F) [13]. Celle-ci travaille sur un quotient de variances et prend en compte le nombre de degrés de liberté de chacune d'elles.

d) Tableau d'analyse de la variance

Le tableau IV. 3 réunissant les calculs précédents peuvent prendre en générale la forme suivante :

Tableau. IV. 3. Exemple d'un tableau d'analyse de variance [13].

Source de variation	ddl	Somme des carrés des écarts	Carrés moyens	F_{abs}	Probabilité P	Source influente ?
facteur 1	ddl ₁	SCE ₁	CM ₁ =SCE ₁ /ddl ₁	CM ₁ /CM _r	P(F≥F _{abs})	P<α ?
...		
facteur f	ddl _f	SCE _f	CM _f =SCE _f /ddl _f	CM _f /CM _r		
...		
facteur k	ddl _k	SCE _k	CM _k =SCE _k /ddl _k	CM _k /CM _r		
Interaction _{f/g}	ddl _{f/g}	SCE _{f/g}	CM _{f/g} =SCE _{f/g} /ddl _k	CM _{f/g} /CM _r		
Variation résiduelle	ddl _r	SCE _r	CM _r =SCE _r /ddl _r			
Totaux	Ddl _t	SCE _t				

IV-4. Résultats et discussion

IV-4.1. Analyse expérimentale

La figure IV. 1 montre l'effet de la vitesse de glissement sur la température moyenne de surface du couple graphite-bronze pour des charges normales et des courants électriques distincts. En examinant cette figure, la température moyenne de contact augmente avec l'augmentation de la vitesse de glissement. Les résultats expérimentaux montrent que la température moyenne de surface augmente avec l'augmentation de la charge normale. D'autre part, l'effet du courant électrique est très clair pour toutes les valeurs de vitesse de glissement et de charges normales. Ce qui montre l'effet le plus élevé de ce facteur dans l'augmentation de la température moyenne de surface de contact.

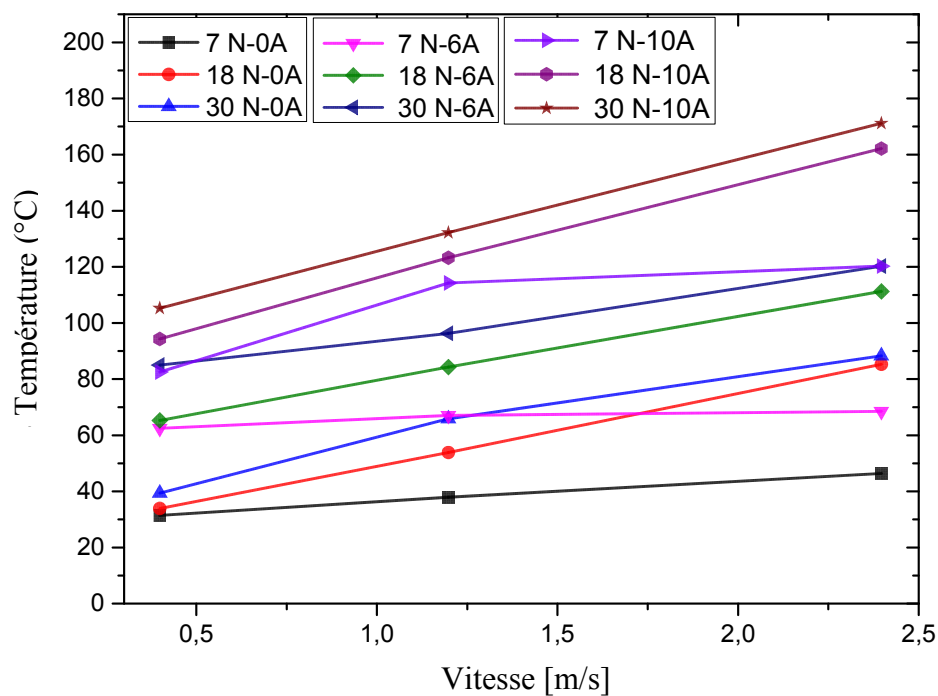


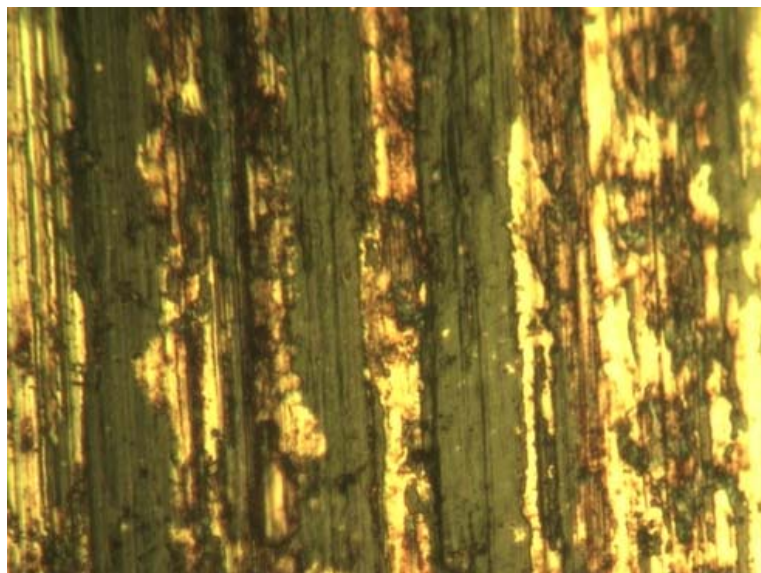
Fig. IV. 1. Température moyenne de surface en fonction de la vitesse pour des charges normales et des courants électriques distincts.

En effet, l'augmentation de la vitesse et de la charge normale augmentent la température moyenne de surface de contact mais le courant électrique a un effet relativement plus élevé que ces facteurs indiquant ses effets plus forts sur la température moyenne de surface du contact graphite-bronze.

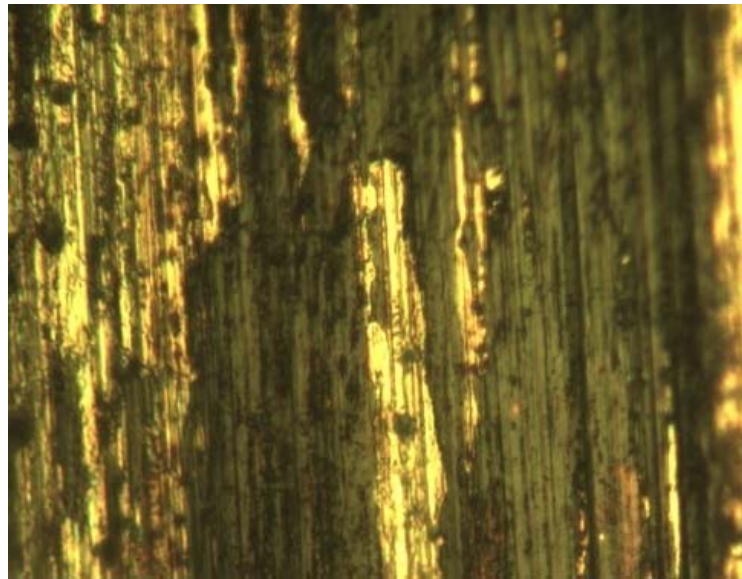
Lorsque ce contact est traversé par un courant électrique, en plus de la chaleur générée par le frottement, nous ajoutons l'effet Joule, qui contribue à l'augmentation de la température moyenne de contact.

La présence du courant électrique active l'oxydation des débris d'usure et conduit à une élévation de la température moyenne d'interface qui joue un rôle important dans la modification des propriétés du matériau et des phénomènes d'oxydation. Par contre, lorsque la charge normale augmente, la force tangentielle augmente également et la déformation plastique devient importante, la chaleur générée par le frottement mécanique et électrique et la température de contact augmente et favorise l'oxydation des surfaces, et la génération d'un film d'oxyde agissant comme un lubrifiant [4].

Nous constatons que le rôle principal du courant électrique est similaire à celui d'un film lubrifiant. D'autre part, le courant électrique génère une augmentation de la température au contact de l'interface. Par conséquent, la formation d'oxydes est facilitée. En effet, il a été rapporté que la température élevée accélère le phénomène d'oxydation [2]. Holm [24] a montré qu'un passage de courant électrique augmente la température de surface, ce qui réduit l'énergie des liaisons entre les métaux en contact et facilite le glissement. De plus, le décollement des particules de graphite et leur transfert sur la contre-face facilite le glissement entre les deux corps, qui devient contact graphite-graphite (Fig. IV. 2).



(a)



(b)

Fig. IV. 2. Morphologies des surfaces des cylindres avec un microscope optique (40X),
 $V = 2,4$ [m/s], $P = 18$ [N], (a) 6 [A], (b) 10 [A].

IV-4.2. Analyse statistique

Dans cette étude, vingt-sept expériences ont été faites pour analyser l'effet de différents paramètres sur la température moyenne de surface du contact graphite-bronze. Pour comprendre l'effet de la charge, de la vitesse et du courant électrique, une analyse statistique utilisant la technique ANOVA a été réalisée. Les résultats sont présentés dans le tableau IV. 4. Dans ce tableau, les degrés de liberté (DII), la somme des carrés (SC), la contribution (%) de chaque facteur, le carré moyen (CM), les valeurs de F et les probabilités (Valeur P), sont calculées. À partir de ce tableau, nous pouvons voir les facteurs statistiquement significatifs qui affectent la température de contact. Les facteurs dont les valeurs de P sont inférieures à 0,05% (niveaux de confiance de 95%) sont généralement considérés comme statistiquement significatifs.

Sur la base des résultats obtenus par ANOVA, il est clair que le courant électrique est le facteur dominant affectant la température moyenne de surface du contact avec une contribution de 58,67%, suivi de la vitesse de glissement avec une contribution de 21,64%. Le troisième facteur influençant la température de contact est la charge normale avec une contribution de 11,5%. D'autre part, l'interaction charge/vitesse présente un faible effet.

Les autres combinaisons d'interactions n'ont pas d'influence sur la température de contact avec une contribution inférieure à 1%.

Tableau. IV. 4. Analyse de variance (ANOVA) pour la température moyenne de contact.

Source	ddl	SomCar séq	SomCar ajust	CM ajust	Valeur F	Valeur de P	Contribution (%)
Charge (N)	1	4124,3	4298,6	4298,6	42,61	< 0.001	11,5
Vitesse (m/s)	1	7759,7	7595,6	7595,9	75,29	< 0.001	21,64
Courant (A)	1	21043,8	21244,8	21244,8	210,58	< 0.001	58,67
Charge * Vitesse	1	710,9	710,9	710,9	7,05	0,015	1,98
Charge * Courant	1	23,1	23,1	23,1	0,23	0,638	0,06
Vitesse * Courant	1	186,5	186,5	186,5	1,85	0,189	0,52
Erreur	20	2017,8	2017,8	100,9	-	-	5,63
Total	26	35865,9	-	-	-	-	100

La probabilité normale des données de la température de contact est tracée comme indiqué sur la figure IV. 3. Comme nous pouvons le voir, la plupart des données tombent très près de l'ajustement de la ligne droite confirmant l'hypothèse de la normalité.

La figure IV. 4, présente la droite de Henry pour la réponse : rapports signal-bruit. En effet, dans cette droite de Henry, les valeurs résiduelles semblent suivre une ligne droite, en règle générale, ce qui confirme bien l'hypothèse de la normalité.

La variation des résidus avec les valeurs d'ordre observées de la température ont été tracées sur la figure IV. 5. Dans cette figure nous remarquons qu'il n'y a pas de motif systématique dans les résidus. Les résidus normalisés sont inférieurs à 20.

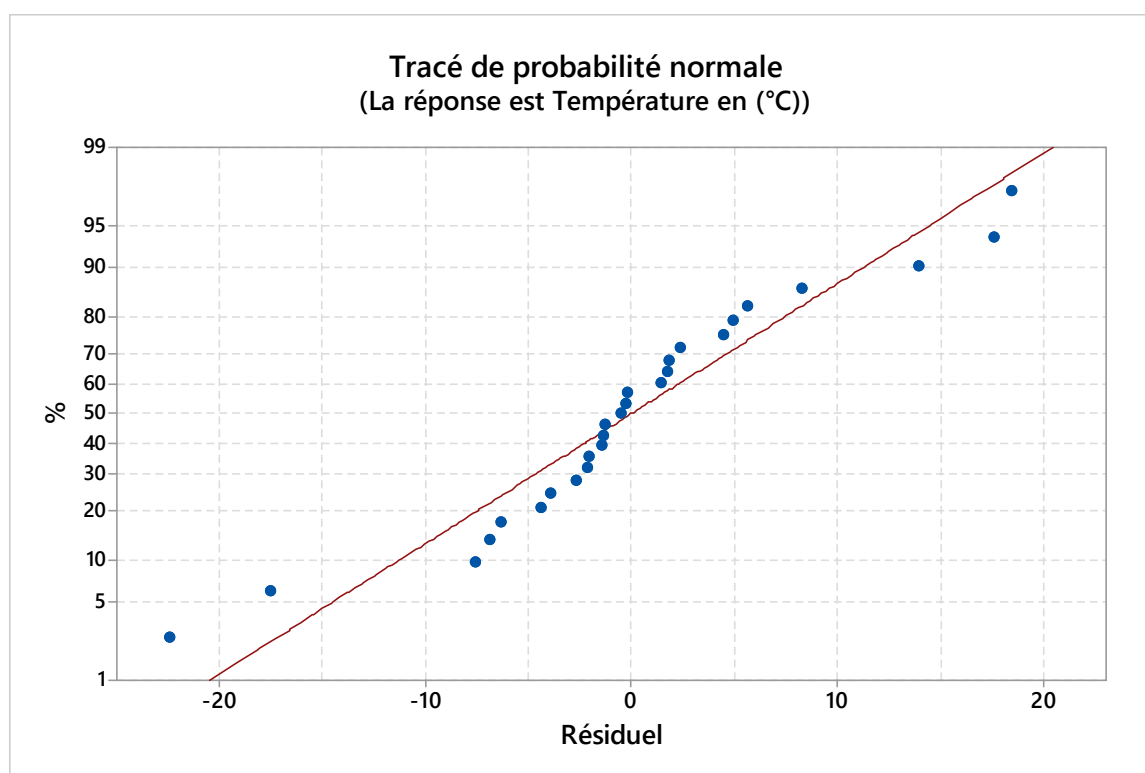


Fig. IV. 3. La probabilité normale de résidu de température.

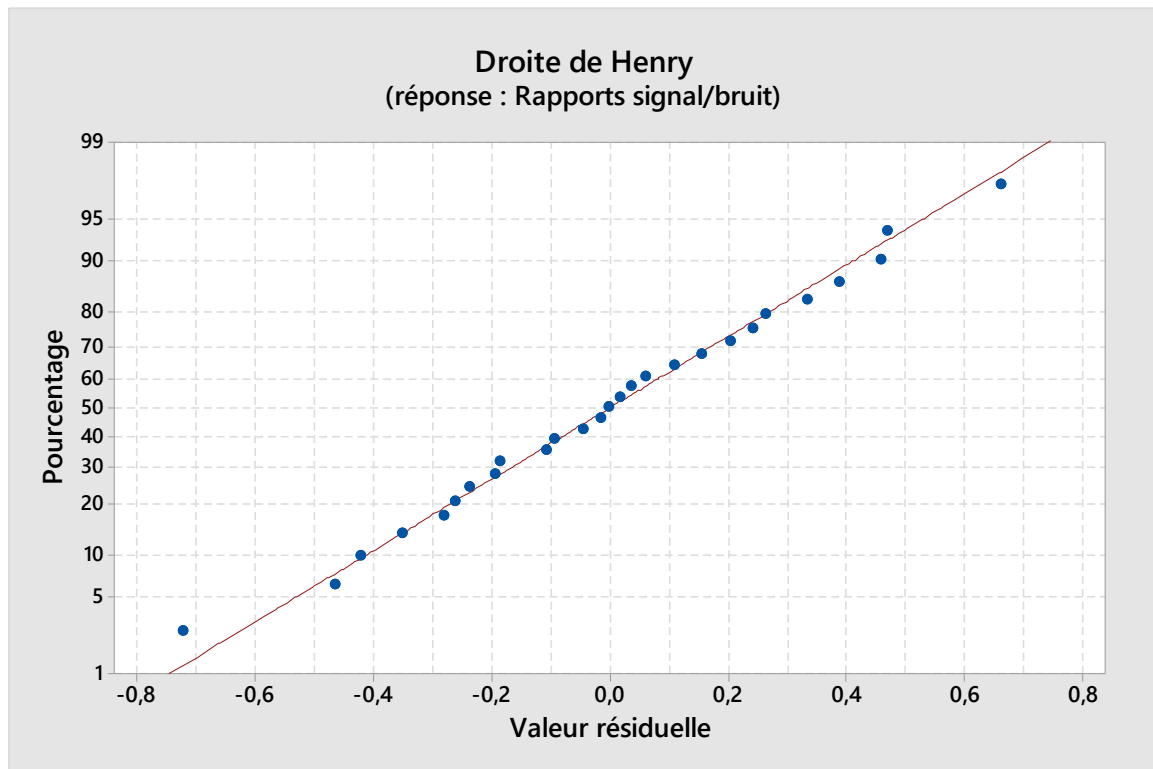


Fig. IV. 4. La droite de Henry pour la réponse : rapports signal-bruit.

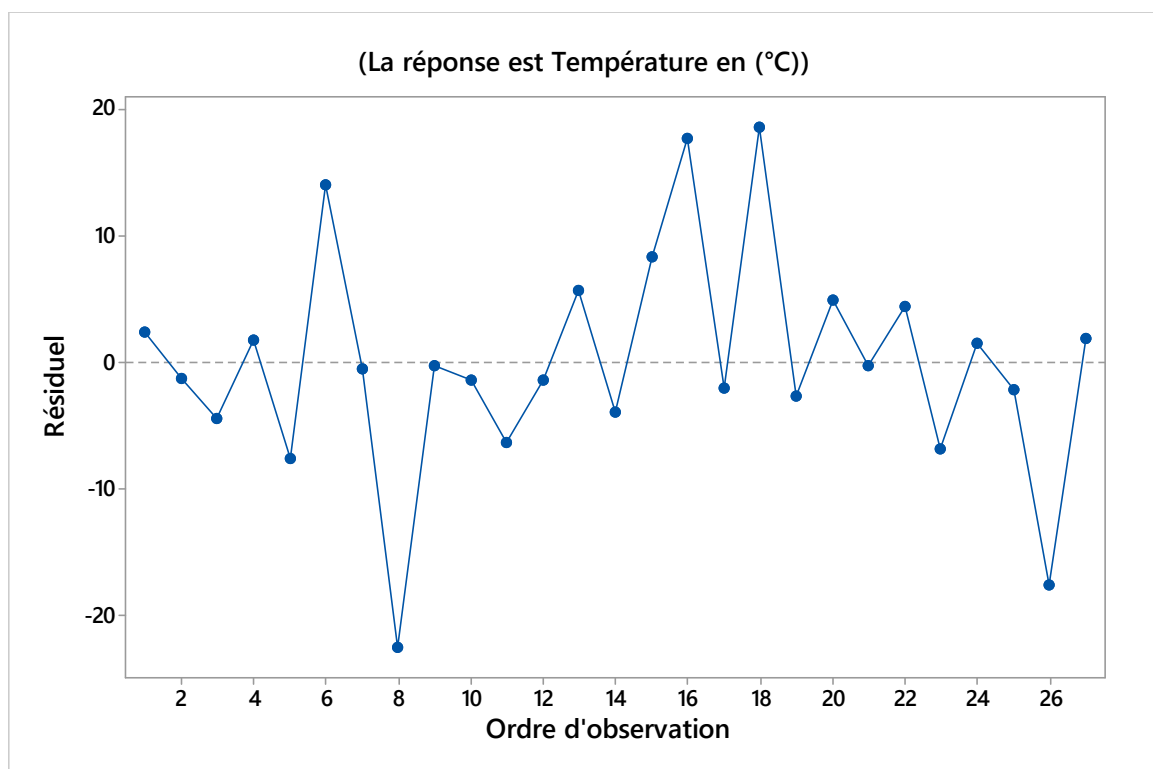


Fig. IV. 5. Variation des résidus avec les valeurs d'ordre observées des données de température.

Les tableaux IV. 5 et IV. 6 montrent la réponse des moyens de la température moyenne de surface de contact et du signal/bruit pour le couple étudié. Dans ces tableaux nous pouvons voir que le courant électrique est le facteur le plus significatif contribuant à l'augmentation de la température moyenne de contact. D'autre part, le rang des facteurs qui contrôlent la température de contact est dans l'ordre : courant, vitesse et charge. En comparant ces résultats avec ceux de l'ANOVA, il y a une bonne concordance entre eux.

Tableau. IV. 5. Valeurs moyennes des réponses pour les températures.

Niveau	Charge	Vitesse	Courant
1	69,71	66,26	53,22
2	90,1	85,81	84,18
3	100,14	107,89	122,56
delta	30,43	41,63	69,33
Rang	3	2	1

Tableau. IV. 6. Valeurs moyennes pour les rapports signal/bruit.

Niveau	Charge	Vitesse	Courant
1	-36,06	-35,67	-33,92
2	-38,3	-38,04	-38,27
3	-39,37	-40,04	-41,55
delta	3,3	4,37	7,63
Rang	3	2	1

Les figures IV. 6 et IV. 7 montrent le tracé d'interaction pour les moyennes de température et pour les rapports signal/bruit respectivement. A partir de ces graphes, nous constatons aisément l'influence importante du courant électrique suivie de la vitesse de glissement et de la charge normale, ce qui confirme les résultats donnés par la technique d'ANOVA.

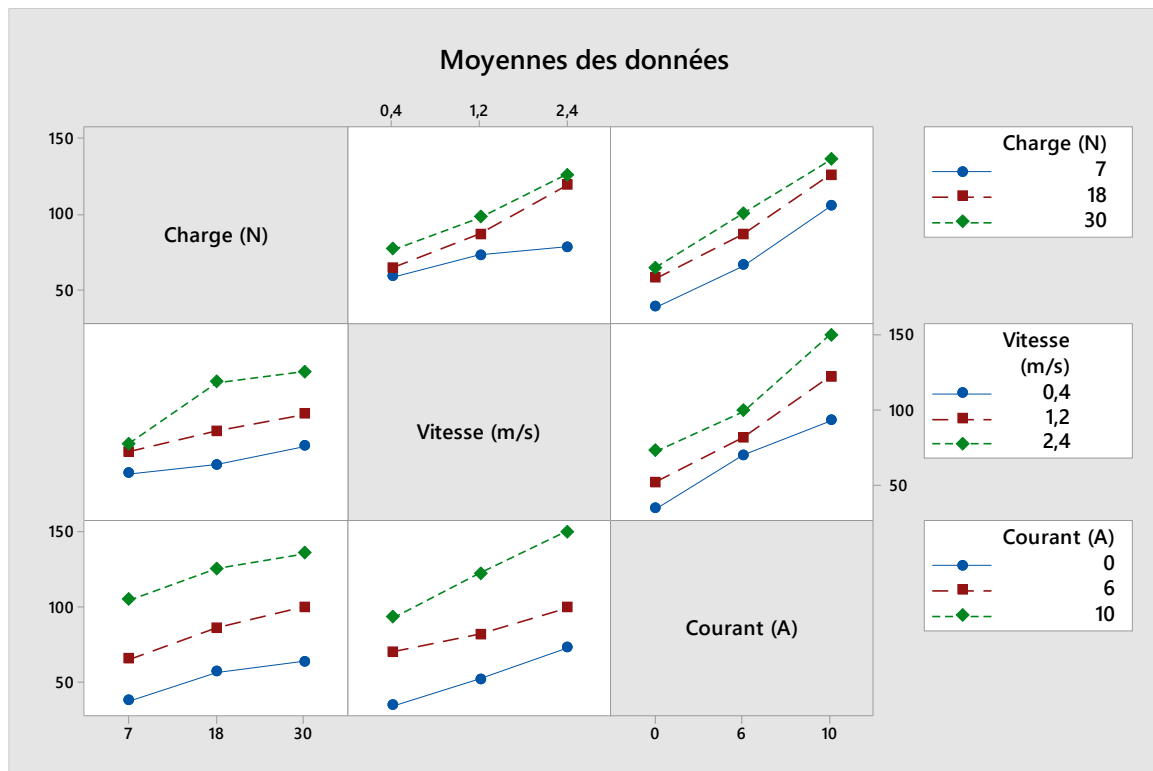


Fig. IV. 6. Diagramme des interactions pour les moyennes de température.

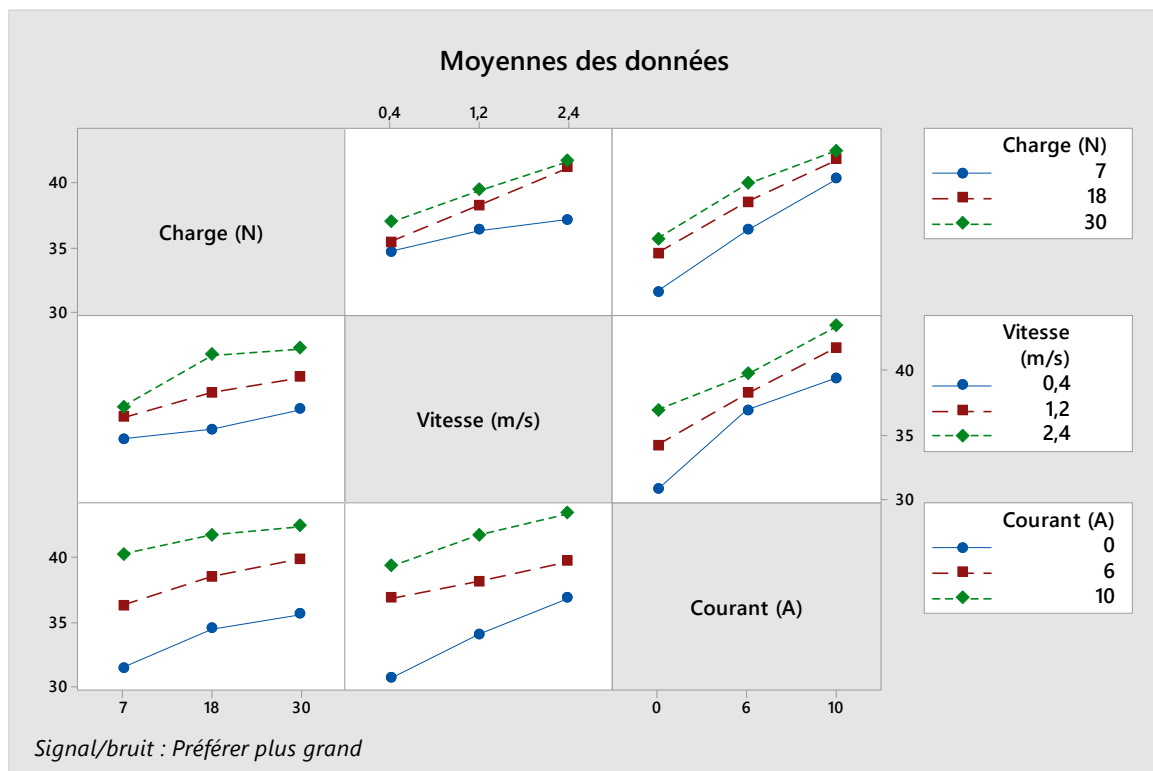


Fig. IV. 7. Diagramme des interactions pour les Rapports signal/bruit.

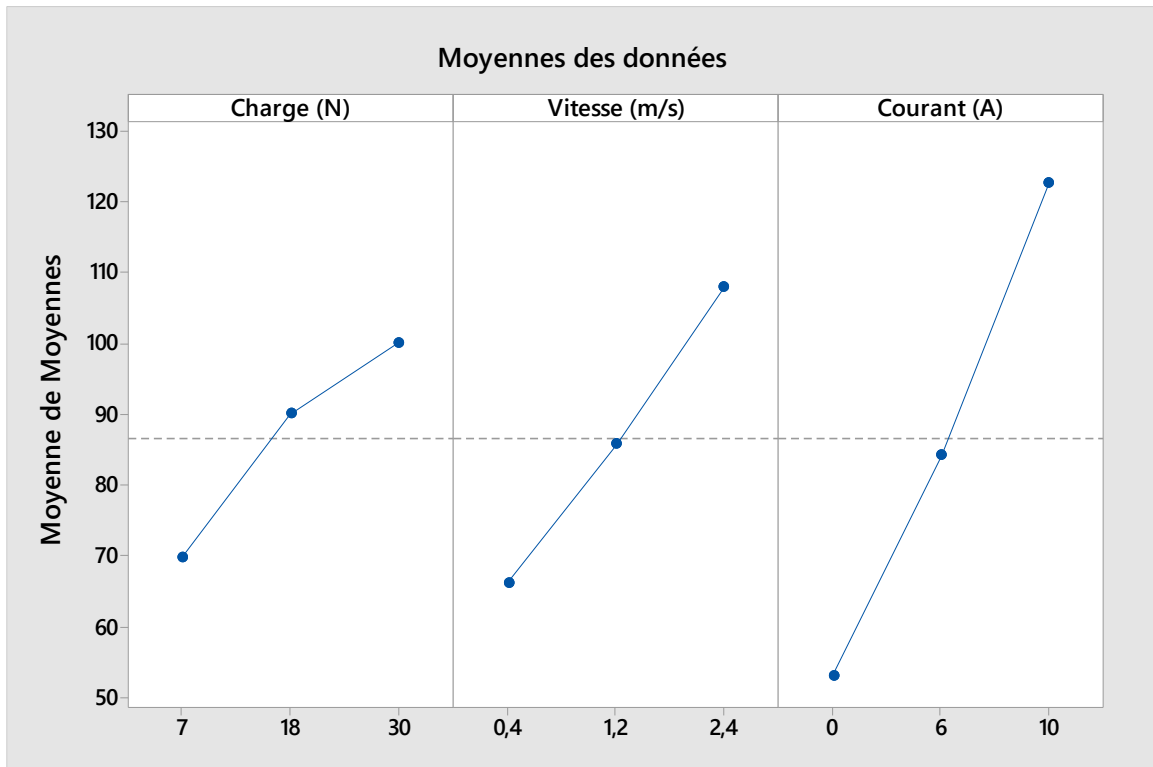


Fig. IV. 8. Graphique des effets principaux pour les moyennes de température.

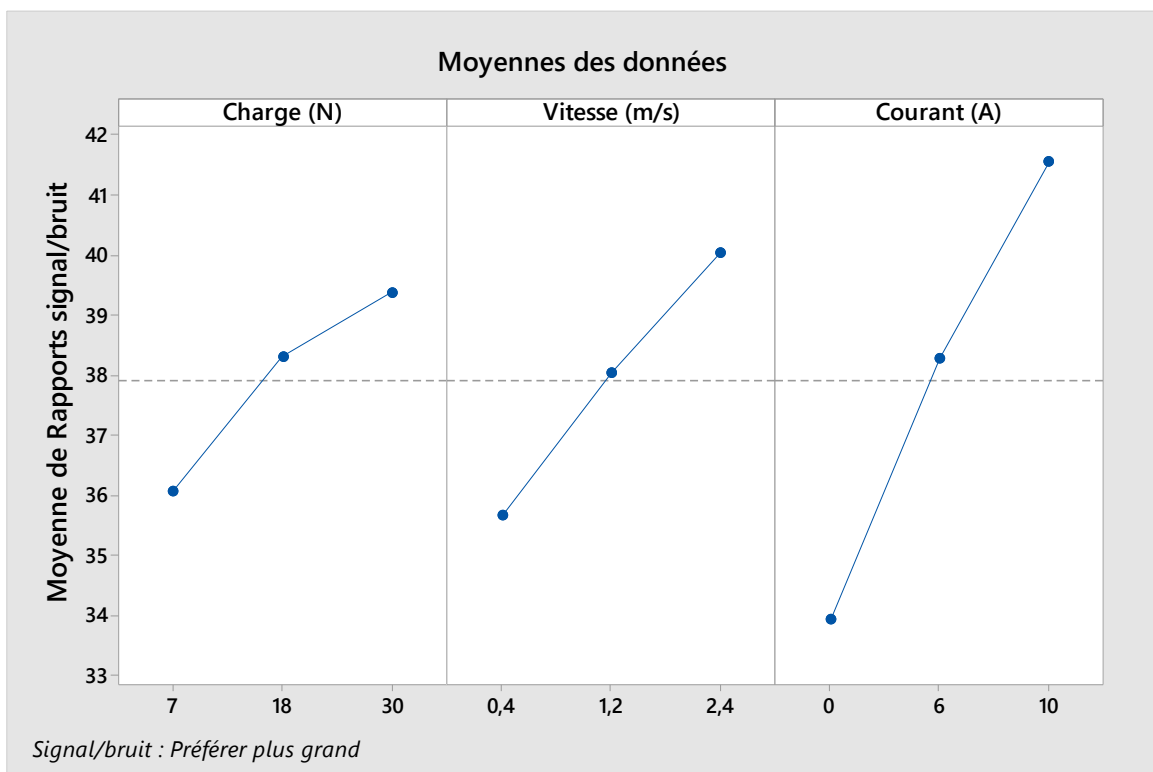
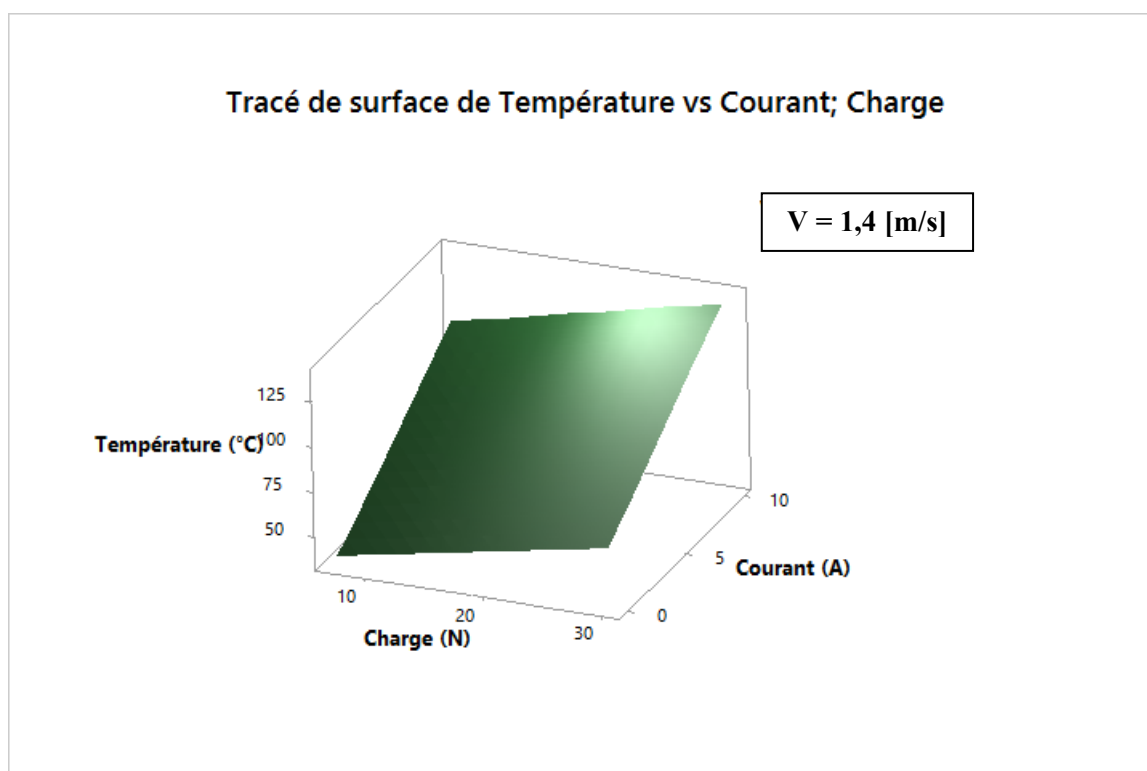


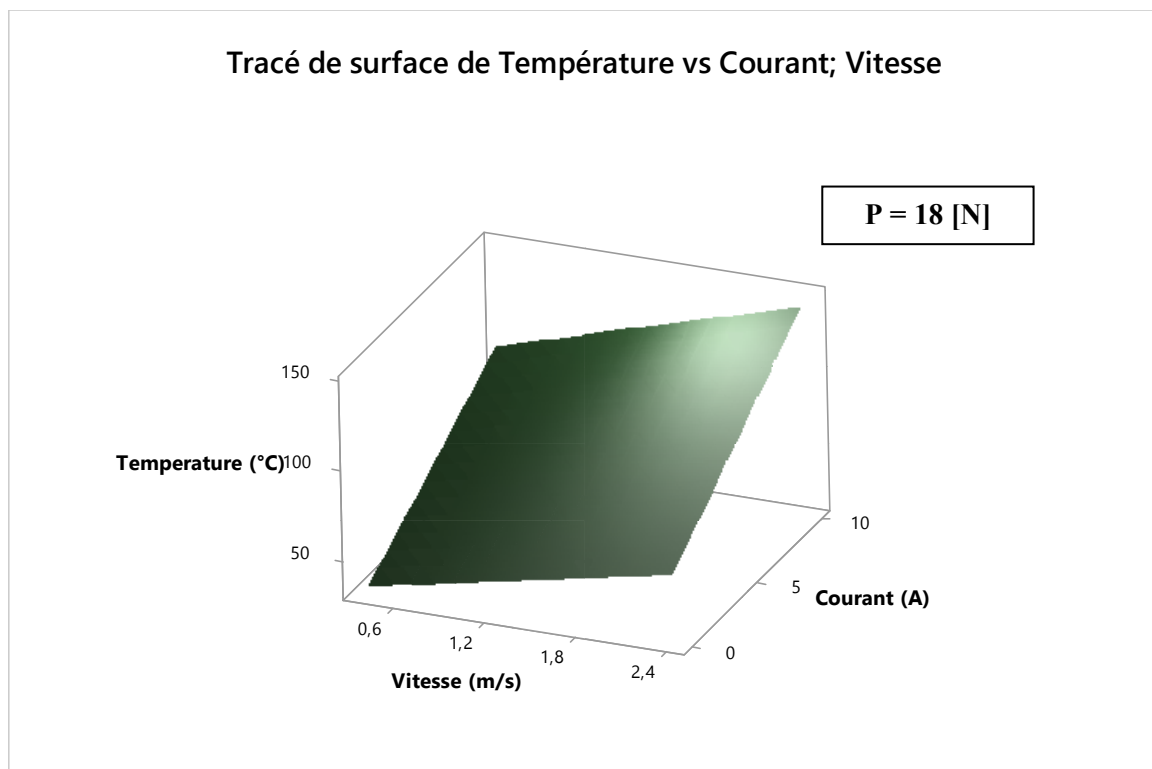
Fig. IV. 9. Graphique des effets principaux pour les rapports signal/bruit.

L'effet de chaque paramètre sur les critères d'optimisation a été calculé, et les graphiques sont illustrés dans les figures IV. 8 et IV. 9. L'ordre des graphiques a été déterminé par le degré d'effet des paramètres sur les statistiques de performance. Dans chaque graphique, la valeur du point maximum illustre la meilleure valeur du paramètre pertinent et la valeur du point minimum illustre la valeur la plus défavorable du paramètre correspondant. Le nombre maximal de points de tous les paramètres dans les graphiques indique le niveau optimal de ce paramètre dans la plage de niveaux sélectionnée dans l'étude d'essai réalisée.

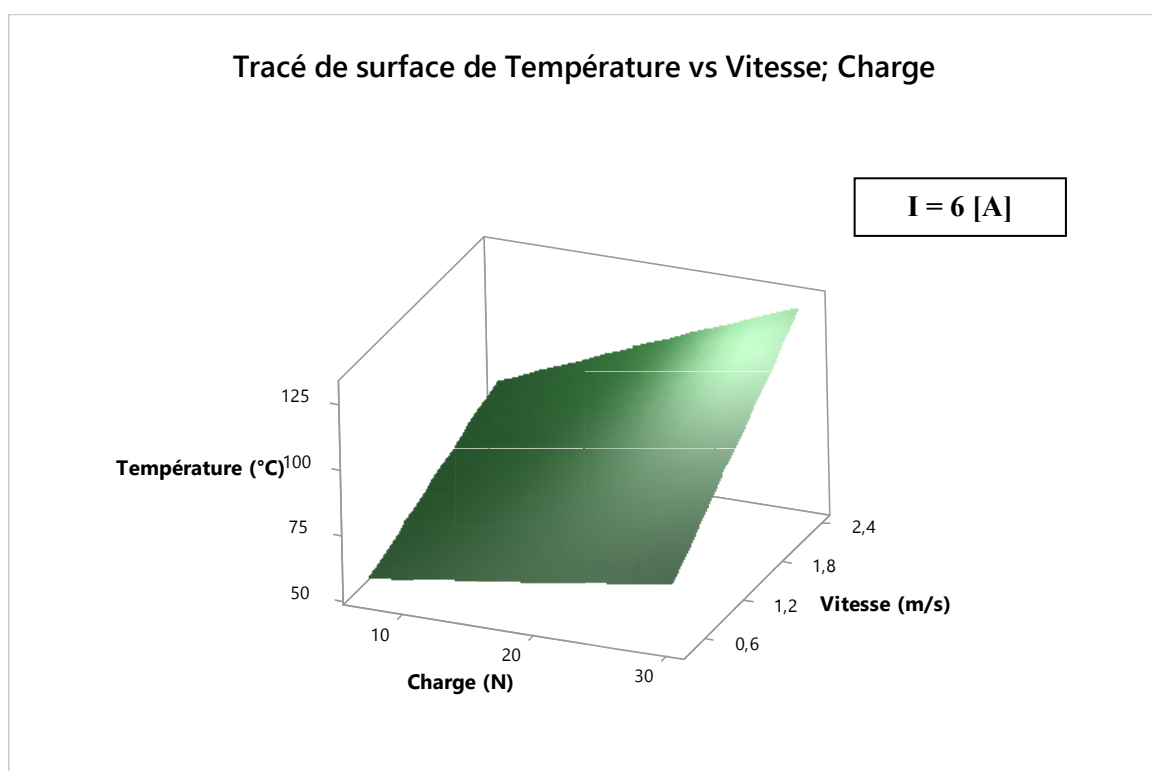
Pour confirmer nos résultats, une représentation tridimensionnelle de la surface des effets d'interaction de la charge, de la vitesse et du courant a été présentée dans la figure IV. 10. La pente des surfaces montre que l'influence du courant électrique est très significative sur la température de contact du couple. Alors que la pente de l'interaction de la charge et de la vitesse est relativement plus faible.



(a)



(b)



(c)

Fig. IV. 10. Tracés de surface de réponse en 3D pour la température de surface moyenne du couple.

IV-5. Conclusion

Dans ce chapitre, l'influence de certains paramètres mécaniques et électriques sur la température moyenne de surface du contact graphite-bronze a été étudiée. De plus, une analyse statistique utilisant la méthode Taguchi a été réalisée. Les principaux résultats sont les suivants :

- le facteur le plus important affectant la température moyenne de surface du couple graphite-bronze est le courant électrique avec la valeur de contribution de 58,67%, suivie par la vitesse de glissement avec une contribution de 21,64% et la charge normale avec une valeur de 11,5%.
- l'interaction entre les facteurs étudiés n'a pas d'effet significatif sur la température moyenne de surface de contact.
- les tableaux de réponse des moyens de la température moyenne et du rapport signal-bruit montrent que le rang des facteurs contrôlant la température de contact est dans l'ordre de : courant électrique appliqué suivi de la vitesse de glissement et de la charge normale.
- l'une des méthodes statistiques pour analyser le comportement thermique du couple graphite-bronze est la conception orthogonale du Taguchi. Les essais expérimentaux ont donné un bon accord entre les valeurs prédites et expérimentales de la température moyenne de surface.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] C. Boubechou, A. Bouchoucha, H. Zaidi, Y. Mouadji, Thermal and tribological analysis of the dry sliding steel-steel couple traversed by an electrical current. *Physics Procedia*, 55, 165-172, (2014).
- [2] A. Bouchoucha, H. Zaidi, E. K. Kadiri, D. Paulmier, Influence of electric fields on the tribological behaviour of electrodynamical copper/steel contacts. *Wear*, 200-204, 434–41, (1997).
- [3] H. Zaidi, J. Frêne, Température de l'interface des contacts glissants à sec. 19ème Congrès Français de Mécanique. Marseille, France, 24-28 août (2009).
- [4] Y. Mouadji, Effets du courant électrique sur le mécanisme de croissance de la couche d'oxyde à l'interface des contacts électrodynamiques cuivre-graphite et graphite-graphite, Doctorat en science. Université Frères Mentouri Constantine1, (2013).
- [5] N. Laraqi and all, Temperature and thermal resistance in frictional devices, *Applied Thermal Engineering*, 24, 2567-2581, (2004).
- [6] O. Lesquois, Dégradations dans un contact à grande vitesse en régime transitoire. Thèse de Doctorat. Ecole centrale de Lyon, (1994).
- [7] O. Dalverny, Vie tribologique à chaud et température inter faciale dans des contacts céramiques. Thèse de Doctorat. Université de Bordeaux, (1998).
- [8] Y. Desplanques, O. Rousette, G. Degallaix, R. Copin, Y. Berthier, Analysis of tribological behaviour of pad-disc contact in railway braking: Part I. Laboratory test development. Compromises between actual and simulated tribological triplets. *Wear*, 262 (5-6), 582-591, (2007).
- [9] M. Raynaud, P. Chantrenne, Mesure des températures et usure surfaciques par conduction inverse. Application au frottement sec. Journées Européennes du Freinage, 98, 133-140, (1998).
- [10] Y. A. Wang, J. X. Li, Y. Yan, L. J. Qiao, Effect of electrical current on tribological behavior of copper-impregnated metallized carbon against a Cu-Cr-Zr alloy, *Tribology International*, 50, 26–34, (2012).
- [11] G. X. Chen, F. X. Li, L. Dong, M. H. Zhu, Z. R. Zhou, Friction and wear behavior of stainless steel rubbing against copper-impregnated metallized carbon. *Tribology International*, 42, 934–939, (2009).
- [12] F. Gillon, modélisation et optimisation par plans d'expériences d'un moteur à commutations électriques, Thèse de Doctorat. Université de Lille, (1997).

- [13] V. Stéphane, Stratégies d'optimisation par la méthode des plans d'expériences et application aux dispositifs électrotechniques modélisés par éléments finis, Thèse de Doctorat. Université des Sciences et Technologies de Lille, France, (2002).
- [14] G. E. P. Box, Signal to noise ratios, performance criteria and transformations (with discussion), *Technometrics*, 30, p. 140, (1988).
- [15] J. S. Hunter, Statistical design applied to product design, *J. qual. technol.*, 17, 201-22, (1985).
- [16] T. Ram Prabhu, Effects of solid lubricants, load, and sliding speed on the tribological behavior of silica reinforced composites using design of experiments. *Materials and Design*, 77, 149-160, (2015).
- [17] G. Taguchi, S. Konishi, Taguchi Methods, Orthogonal Arrays and Linear Graphs, Tools for Quality Engineering, American Supplier Institute, Dearborn, MI, pp. 35–38, (1987).
- [18] G. Taguchi, Taguchi on Robust Technology Development Methods, ASME Press, New York, NY, pp. 1–40, (1993).
- [19] S. Pandiarajan, S. Senthil Kumaran, L. A. Kumaraswamidhas, R. Saravanan, Interfacial microstructure and optimization of friction welding by Taguchi and ANOVA method on SA 213 tube to SA 387 tube plate without backing block using an external tool. *Journal of Alloys and Compounds*, 654, 534-545, (2016).
- [20] G. Taguchi, Introduction to Quality Engineering, Mc-Graw Hill, New York, (1986).
- [21] M. Kapsiz, M. Durat, F. Ficici, Friction and wear studies between cylinder liner and piston ring pair using Taguchi design method. *Advances in Engineering Software*, 42, 595-603, (2011).
- [22] R. N. Kacker, Off-line quality control, parameter design and Taguchi methods, *J. Qual. Tech.*, 17, 176-209, (1985).
- [23] D. Jean-Jacques, F. Jeanne, S. Gilbert, Plans d'expériences - Applications à l'entreprise, Ed. TECHNIP, (1997).
- [24] R. Holm, Electric Contacts, 4th ed., Springer-Verlag, (1967).

Chapitre V

Etude d'un contact lubrifié avec un ferrofluide

Chapitre V : Etude d'un contact lubrifié avec un ferrofluide

V-1. Introduction

La lubrification hydrodynamique est une partie importante de la tribologie. Elle concerne tous les contacts lubrifiés pour lesquels un fluide est intercalé entre deux corps solides en mouvement relatif.

Au cours des siècles, les études des performances du palier hydrodynamique sous différents modes de chargement ont été effectuées. Ce type de paliers est l'un des plus couramment utilisés dans une grande variété de machines. Un palier est un système d'éléments de machine dont la fonction est de supporter une charge appliquée en réduisant la friction entre les surfaces relativement mobiles.

Les caractéristiques du palier hydrodynamique ont fait l'objet de nombreuses recherches. Certaines étant orientées vers la conception de la géométrie des paliers et d'autres consacrées à l'étude des propriétés du lubrifiant. L'introduction de lubrifiants présentant des caractéristiques supplémentaires par rapport aux lubrifiants conventionnels a permis d'améliorer les performances des paliers. Ces lubrifiants non conventionnels sont appelés lubrifiants ferrofluides ou lubrifiants fluides magnétiques (Fig. V. 1).

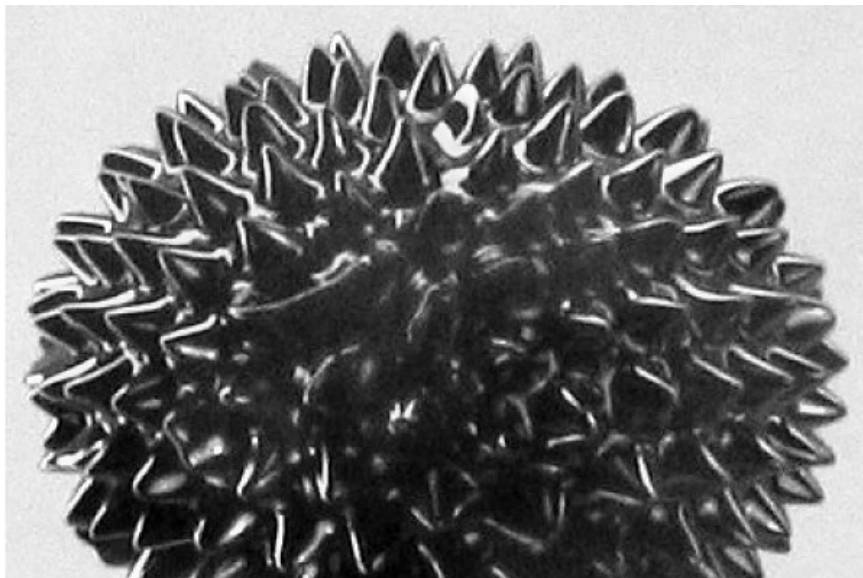


Fig. V. 1. Goutte de ferrofluide sur une pointe aimantée.

Dans cette étude, un lubrifiant non conventionnel appelé lubrifiant ferrofluide ou lubrifiant fluide magnétique est utilisé. Un ferrofluide est composé de trois composants de

base à savoir ; des particules ferromagnétiques, un fluide de base ou un fluide porteur et un revêtement sur chaque particule comme le montre la figure V. 2.

Les ferrofluides (également appelés fluides magnétiques, nanofluides magnétiques ou colloïdes magnétiques) sont des suspensions colloïdales stables de particules magnétiques à un seul domaine, avec des dimensions typiques d'environ 5-10 nanomètre dispersées dans un fluide porteur. Le fluide porteur peut être une base de diester, une base d'hydrocarbure, une base d'ester et même une base de l'eau. D'autres fluides de base, moins importants pour la lubrification, sont également disponibles. Le choix du fluide de base dépend des propriétés exigées dans l'application. Les particules sont revêtues d'un agent tensioactif pour éviter l'agglomération et la coagulation. Le mouvement brownien, cependant, empêche les nanoparticules de s'installer sous la gravité. Les matériaux ferromagnétiques les plus habituels sont la magnétite (Fe_3O_4), maghémite ($\gamma\text{-Fe}_2\text{O}_3$), fer, cobalt, nickel et leurs alliages. Le ferrofluide contient 10^{20} particules/litre donnant une concentration d'environ 3 à 10 %. En l'absence de champ appliqué, les particules dans un ferrofluide sont orientées de manière aléatoire et le fluide n'a pas de magnétisation nette [1-3]. En fait, les applications d'ingénierie les plus courantes sont l'étanchéité dynamique, la lubrification, le filtrage, la séparation, le dopage des matériaux technologiques, l'amortissement et la dissipation de chaleur [4-6].

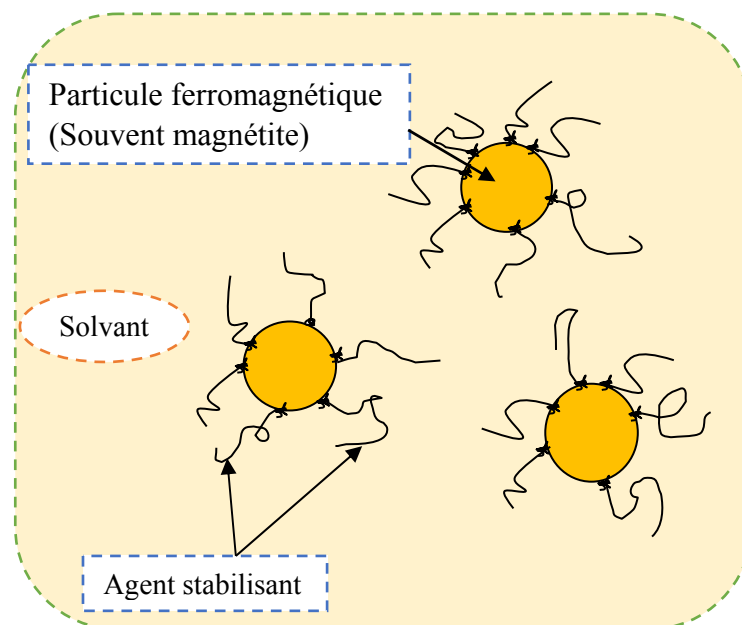


Fig. V. 2. Composants d'un ferrofluide.

Les ferrofluides sont très stables. De nombreuses propriétés du ferrofluide sont similaires à celles du fluide de base. La concentration des particules magnétiques est faible et

elle n'affecte donc pas la densité, la pression de vapeur, le point d'écoulement ou les propriétés chimiques du liquide. Il y a une augmentation de la viscosité du ferrofluide par rapport à la viscosité de son fluide de base. Les propriétés électriques des ferrofluides sont également similaires à celles des fluides de base. Ceci implique que les fluides magnétiques ne sont pas conducteurs, sauf s'il y a un fluide de base métallique. Le ferrofluide agit comme du fer pur parce qu'il n'a aucune activité magnétique en l'absence du champ magnétique. Il est magnétisé en présence du champ magnétique. Lorsqu'un champ magnétique est appliqué au ferrofluide, chaque particule subit une force qui dépend entièrement de l'aimantation du matériau magnétique des particules et de la force du champ appliqué.

V-2. Généralités

Dans le domaine des paliers hydrodynamiques lubrifiés avec du ferrofluide, plusieurs travaux [7-10] ont été publiés. Toutes ces études considèrent que le fluide magnétique se comporte toujours comme un fluide newtonien ou un fluide non newtonien. Un certain nombre d'études [11-14] ont montré que les ferrofluides présentent des caractéristiques de lubrification exceptionnelles capables d'améliorer la capacité de charge des paliers, réduisant l'usure, le coefficient de frottement et allongeant la durée de vie opérationnelle.

En fait, les ferrofluides ont été étudiés dans diverses applications pratiques. Osman et al. [15] ont constaté que les caractéristiques du palier sont significativement améliorées lorsque les influences magnétiques sont comparables aux effets hydrodynamiques. Leurs résultats ont montré l'influence des lubrifiants ferrofluides sur les caractéristiques opérationnelles des paliers [16]. Huang et al. [17] ont vérifié par expérimentation que le ferrofluide Fe_3O_4 pourrait être utilisé pour améliorer la capacité de chargement statique et les caractéristiques de frottement des paliers sous l'influence d'un champ magnétique externe.

Les ferrofluides présentent de nombreux avantages lorsqu'ils sont utilisés comme lubrifiants, Wang L.J [18] a rapporté qu'avec un champ magnétique approprié, ce lubrifiant peut empêcher les fuites et augmenter la capacité de charge du film. Des travaux antérieurs ont montré d'excellentes fonctions des magnétofluides utilisés comme lubrifiants [19, 20].

Certaines études précédentes [21-24] ont eu tendance à se concentrer sur l'impact de la rugosité de surface. T. C. Hsu et al. [25] ont montré l'effet de la rugosité de la surface et du champ magnétique sur les performances de lubrification des paliers courts par rapport aux performances de lubrification des paliers avec des surfaces lisses.

D'autre part, tous ces travaux se sont concentrés sur l'effet de différents paramètres sur les paliers hydrodynamiques lubrifiés avec des ferrofluides sans effet de chargement imposé à l'extérieur. L'objectif de ce chapitre est de déterminer l'effet du champ magnétique sur les performances d'un palier hydrodynamique fini ($D / L = 1$) avec des fluides magnétiques sous charge externe imposée. Pour cela, l'équation de Reynolds modifiée est dérivée en tenant compte des effets magnétiques. L'influence de la charge et du paramètre magnétique sur les caractéristiques statiques du palier magnétisé sera étudiée.

V-3. Modélisation du problème

V-3.1. Calcul de la force magnétique

Pour un ferrofluide sous un champ magnétique, la valeur de volume unitaire de la force magnétique induite est donnée par [26] :

$$f_m = (\text{curl}h_m) \cdot B + \mu_0 M_g \cdot \nabla h_m \quad (\text{V. 1})$$

Dans cette équation, B représente le vecteur de densité du champ magnétique et $(\text{curl}h_m)$ représente le courant libre induit.

Puisque les propriétés électriques du ferrofluide sont semblables à celle du fluide de base, elles sont non-conductrices (sauf là où il y a un fluide de base métallique) et aucun courant libre n'est induit.

La première condition peut être écrite comme suit :

$$f_m = \mu_0 M_g \cdot \nabla h_m \quad (\text{V. 2})$$

La magnétisation peut dépendre seulement du champ appliqué. En fait, La magnétisation dans cette condition peut être divisée en deux parties :

- si le champ magnétique appliqué est assez fort ; dans cette situation la magnétisation du fluide atteint un état de saturation et est presque constante. $M_g = M_{gs}$, et la force magnétique induite est donnée par :

$$f_m = \mu_0 M_{gs} \cdot \nabla h_m \quad (\text{V. 3})$$

- si le champ magnétique appliqué est petit ou moyen ; dans cette situation la magnétisation du fluide est approximativement proportionnelle au champ appliqué. $M_g = M_{gs}$, et la force magnétique induite est donnée par :

$$f_m = \mu_0 X_m h_m \cdot \nabla h_m \quad (\text{V. 4})$$

Dans cette étude, on va supposer le second cas (le champ magnétique appliqué est petit ou moyen).

V-3.2. Equation de Reynolds modifiée

Les équations générales de Navier Stokes ont la forme suivante :

$$\rho \frac{D\vec{q}}{Dt} = -\nabla p + F_m + \frac{1}{2} \nabla \times B + (\mu - \eta \nabla^2) \nabla^2 \vec{q} \quad (\text{V. 5})$$

Dans la direction x

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} \right) = -\frac{\partial p}{\partial x} + f_x + \mu \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} - \eta \frac{\partial^4 u}{\partial x^4} \quad (\text{V. 6})$$

Dans la direction y

$$\rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial y} \right) = -\frac{\partial p}{\partial y} + f_y + \mu \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} - \eta \frac{\partial^4 v}{\partial y^4} \quad (\text{V. 7})$$

Dans la direction z

$$\rho \left(\frac{\partial w}{\partial t} + w \frac{\partial w}{\partial z} \right) = -\frac{\partial p}{\partial z} + f_z + \mu \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} - \eta \frac{\partial^4 w}{\partial z^4} \quad (\text{V. 8})$$

$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} \right)$, $\rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial y} \right)$ et $\rho \left(\frac{\partial w}{\partial t} + w \frac{\partial w}{\partial z} \right)$ sont les composantes d'accélération du fluide, et f_x , f_y et f_z sont les composantes des forces externes par volume unitaire

Les équations V. 6 à V. 8 contiennent les quatre inconnus u , v , w et p . il existe une autre relation qui est fournie par l'équation de continuité, à savoir :

$$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} = 0$$

Le champ de pression est calculé à partir de l'équation de Reynolds généralisée, obtenue à partir des équations de Navier-Stokes en posant les hypothèses suivantes :

- le milieu est continu ;
- le fluide est newtonien ;
- le fluide est incompressible, (sa densité est constante) ;

- l'écoulement est laminaire ;
- le film est un milieu continu et la zone de rupture est considérée comme un mélange homogène de fluide et de gaz ;
- les forces massiques extérieures et les forces d'inertie sont négligeables, (comparer à la force visqueuse et à la force magnétique induite) ;
- il n'y a pas de glissement entre le fluide et les parois du contact ;
- l'épaisseur du film est très faible devant les autres dimensions du contact, cette dernière hypothèse, qui est l'hypothèse fondamentale de la lubrification, nous permet de négliger la courbure du contact et de négliger la variation de pression dans l'épaisseur du film.

Les équations de mouvement peuvent, ainsi, être écrites comme :

$$-\frac{\partial p}{\partial x} + \eta \frac{\partial^2 v_x}{\partial y^2} + f_{mx} = 0 \quad (\text{V. 9})$$

$$-\frac{\partial p}{\partial z} + \eta \frac{\partial^2 v_z}{\partial z^2} + f_{mz} = 0 \quad (\text{V. 10})$$

Dans ces équations f_{mx} et f_{mz} sont les composantes de la force magnétique dans (coordonnées circonférentielle et axiale) la direction circulaire et axiale respectivement.

Les conditions aux limites sont :

$$v_x = \omega.R, \quad v_z(h) = 0 \text{ et } v_x(0) = v_z(0) = 0$$

$$v_x = v_y = v_z = 0 \quad \text{à } y = 0$$

En utilisant les conditions aux limites ci-dessus et en intégrant les équations (V- 6) et (V- 8) deux fois, nous obtenons les champs de vitesses dans (coordonnées circonférentielle et axiale) la direction circulaire et axiale comme suit :

$$v_x = \left[\frac{1}{2\eta} \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{1}{2\eta} f_{mx} \right] (y^2 - hy) + \omega R \frac{y}{h} \quad (\text{V. 11})$$

$$v_z = \left[\frac{1}{2\eta} \frac{\partial p}{\partial z} - \frac{1}{2\eta} f_{mz} \right] (y^2 - hy) \quad (\text{V. 12})$$

Ces expressions reportées dans l'équation de continuité, intégrées à travers l'épaisseur du film donnent :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(h^3 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(h^3 \frac{\partial p}{\partial z} \right) = 6\mu\omega R \frac{\partial h}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} (h^3 f_{mx}) + \frac{\partial}{\partial z} (h^3 f_{mz}) \quad (\text{V. 13})$$

En utilisant l'équation (V. 4), les composants de force magnétique (f_{mx} et f_{mz}) sont :

$$f_{mx} = \mu_0 X_m H_m \frac{\partial h_m}{\partial x} \quad (\text{V. 14})$$

$$f_{mz} = \mu_0 X_m H_m \frac{\partial h_m}{\partial z} \quad (\text{V. 15})$$

L'équation de la pression est réécrite comme :

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(h^3 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(h^3 \frac{\partial p}{\partial z} \right) = 6\mu\omega R \frac{\partial h}{\partial x} + \mu_0 X_m \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(h^3 h_m \frac{\partial h_m}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(h^3 h_m \frac{\partial h_m}{\partial z} \right) \right] \quad (\text{V. 16})$$

Cette équation peut être écrite sous sa forme adimensionnelle, comme suit :

$$\frac{\partial}{\partial \theta} \left(\bar{h}^3 \frac{\partial \bar{P}}{\partial \theta} \right) + \frac{1}{V^2} \frac{\partial}{\partial z} \left(\bar{h}^3 \frac{\partial \bar{P}}{\partial z} \right) = 6 \frac{\partial \bar{h}}{\partial \theta} + 4V^2 \alpha \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\bar{h}^3 \bar{h}_m \frac{\partial \bar{h}_m}{\partial \theta} \right) + \alpha \frac{\partial}{\partial z} \left(\bar{h}^3 \bar{h}_m \frac{\partial \bar{h}_m}{\partial z} \right) \quad (\text{V. 17})$$

V-4. Caractéristiques statiques du palier

V-4.1. La charge supportée

Elle est définie comme la force de réaction du film lubrifiant. Intégrant le champ de pression nous obtenons les deux composantes de la charge supportée sans dimension :

$$\begin{cases} \bar{W}_\varepsilon = 2 \int_0^{0.5} \int_0^{2\pi} \bar{P} \cos \theta d\theta d\bar{z} \\ \bar{W}_\varphi = 2 \int_0^{0.5} \int_0^{2\pi} \bar{P} \sin \theta d\theta d\bar{z} \end{cases} \quad (\text{V. 18})$$

Donc la charge supportée sans dimensions s'exprime par :

$$\bar{W} = \sqrt{\bar{W}_\varepsilon^2 + \bar{W}_\varphi^2} \quad (\text{V. 19})$$

V-4.2. Angle de calage

Il est défini comme angle entre la ligne des centres et la ligne de charge, et peut être calculé comme suit :

$$\varphi = \tan^{-1} \left(\frac{-\bar{W}_\varphi}{\bar{W}_\varepsilon} \right) \quad (\text{V. 20})$$

V-4.3. Force et coefficient de frottement

La force de frottement ou la force de résistance à l'avancement est déterminée par le τ_x , effort de cisaillement dans la direction du mouvement de glissement, la force de frottement sur la surface du palier peut être calculé comme suit :

$$\bar{F} = \int_0^1 \int_0^{2\pi} \left(\bar{h} \frac{\partial \bar{P}}{\partial \theta} - \alpha \mathcal{V}^2 \bar{k} \bar{h}_m \frac{\partial \bar{h}_m}{\partial \theta} + \frac{2\bar{k}}{\bar{h}} \right) d\theta dz \quad (\text{V. 21})$$

Le coefficient de frottement peut être donné par l'équation suivante :

$$\mu = \left(C/R \right) \frac{\bar{F}}{\bar{W}} \quad (\text{V. 22})$$

V-4.4. Le nombre de Sommerfeld S

Le nombre Sommerfeld est nommé d'après Arnold Sommerfeld. En effet, dans la conception des paliers à fluide, le nombre de Sommerfeld (S) est une quantité sans dimension largement utilisée dans l'analyse de lubrification hydrodynamique.

Le nombre de Sommerfeld S peut être calculé par :

$$S = \frac{\mu_d \omega R L}{\pi (C/R)^2 W} \quad (\text{V. 23})$$

V-5. Modèles de champ magnétique

Dans notre étude, le modèle de champ magnétique utilisé est un fil fini passant à travers l'axe central de l'arbre (figure. V. 3).

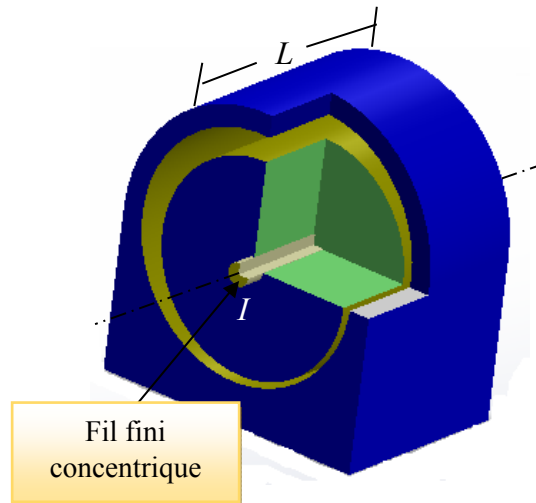


Fig. V. 3. Modèle de champ magnétique : fil électrique concentrique.

Quand un courant électrique passe dans le fil, il crée un champ magnétique dans la direction tangentielle du palier donné par :

$$h_m(z) = \frac{I}{4\pi R} \sin \tan^{-1} \left(\frac{L/2+z}{R} \right) + \frac{I}{4\pi R} \sin \tan^{-1} \left(\frac{L/2-z}{R} \right) \quad (\text{V. 24})$$

Dont la forme adimensionnelle est :

$$\bar{h}_m(\bar{z}) = \sin \tan^{-1} \bar{z}_1 + \sin \tan^{-1} \bar{z}_2$$

D'où :

$$\bar{z}_1 = v + 2vZ \quad \text{et} \quad \bar{z}_2 = v - 2vZ$$

V-6. Géométrie du palier et conditions aux limites

Le palier examiné dans cette étude est un palier lisse qui comporte une seule rainure d'alimentation, axiale (fig. V. 4). Géométriquement le palier est caractérisé par trois grandeurs qui sont sa longueur L , son diamètre D ou son rayon R et le jeu radial C . Ce dernier paramètre est le jeu qui existe entre l'arbre et le coussinet.

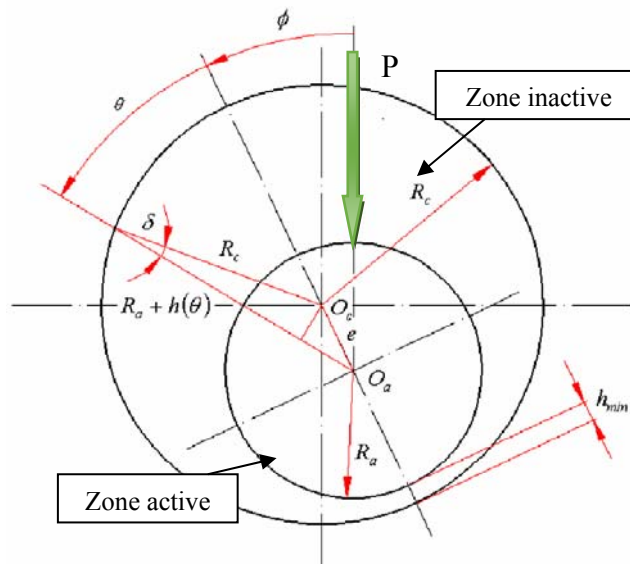


Fig. V. 4. Schéma d'une section droite du palier.

L'épaisseur du film est donné par :

$$h = C + e \cos \theta$$

La forme adimensionnelle est définie par

$$H = 1 + \varepsilon \cos \theta$$

Les conditions aux limites considérées dans cette étude sont :

$$\frac{\partial p}{\partial z}(\theta, 0) = 0$$

$$p(\theta, z) = p(2\pi, z) = 0$$

$$p(\theta, -0,5) = p(2\pi, 0,5) = 0$$

V-7. Technique de calcul

V-7.1. Equation de Reynolds avec la méthode des différences finis

L'équation de base de Reynolds sous sa forme adimensionnelle s'écrit comme suit :

$$\frac{\partial}{\partial \theta} \left(\bar{h}^{-3} \frac{\partial \bar{P}}{\partial \theta} \right) + \frac{1}{V^2} \frac{\partial}{\partial z} \left(\bar{h}^{-3} \frac{\partial \bar{P}}{\partial z} \right) = 6 \frac{\partial \bar{h}}{\partial \theta} + 4\nu^2 \alpha \frac{\partial}{\partial \theta} \left(\bar{h}^{-3} \bar{h}_m \frac{\partial \bar{h}_m}{\partial \theta} \right) + \alpha \frac{\partial}{\partial z} \left(\bar{h}^{-3} \bar{h}_m \frac{\partial \bar{h}_m}{\partial z} \right)$$

La méthode des différences finis appliquée à l'équation de Reynolds conduit au système d'équations linéaires suivant :

$$p_{(i,j)} = \frac{-\left(A_1 p_{(i+1,j)} + A_2 p_{(i-1,j)} + A_3 p_{(i,j+1)} + A_4 p_{(i,j-1)} - A_5\right)}{A_0}, 0 < i < n \text{ et } 0 < j < m$$

Avec :

$$A_0 = H_{ij}^3 \left(\frac{-2}{\Delta \theta^2} - \frac{2}{\Delta \theta^2} \frac{1}{4\nu^2} \right), 0 < i < n \text{ et } 0 < j < m$$

$$A_1 = \frac{H_{ij}^3}{\Delta \theta^2} + \frac{3H_{ij}^2}{2\Delta \theta} \frac{\partial H}{\partial \theta}, 0 < i < n \text{ et } 0 < j < m$$

$$A_2 = \frac{H_{ij}^3}{\Delta \theta^2} - \frac{3H_{ij}^2}{2\Delta \theta} \frac{\partial H}{\partial \theta}, 0 < i < n \text{ et } 0 < j < m$$

$$A_3 = \frac{1}{4\nu^2} \left(\frac{H_{ij}^3}{\Delta Z^2} + \frac{3H_{ij}^2}{2\Delta Z} \frac{\partial H}{\partial Z} \right), 0 < i < n \text{ et } 0 < j < m$$

$$A_4 = \frac{1}{4\nu^2} \left(\frac{H_{ij}^3}{\Delta Z^2} - \frac{3H_{ij}^2}{2\Delta Z} \frac{\partial H}{\partial Z} \right), 0 < i < n \text{ et } 0 < j < m$$

$$A_5 = 6 \frac{\partial H}{\partial \theta} + 4\nu^2 \alpha \left(H_{ij}^3 H_{mij} \frac{\partial^2 H_m}{\Delta \theta^2} + H_{ij}^3 \left(\frac{\partial H_m}{\partial \theta} \right)^2 + 3H_{ij}^2 H_{mij} \frac{\partial H}{\partial \theta} \frac{\partial H_m}{\partial \theta} \right), 0 < i < n \text{ et } 0 < j < m$$

V-7.2. Organigramme de calcul

Dans ce travail nous avons utilisé le programme MATLAB pour résoudre numériquement l'équation de Reynolds modifiée ainsi que les caractéristiques du palier. La procédure de calcul est montrée sur l'organigramme de la figure V. 5.

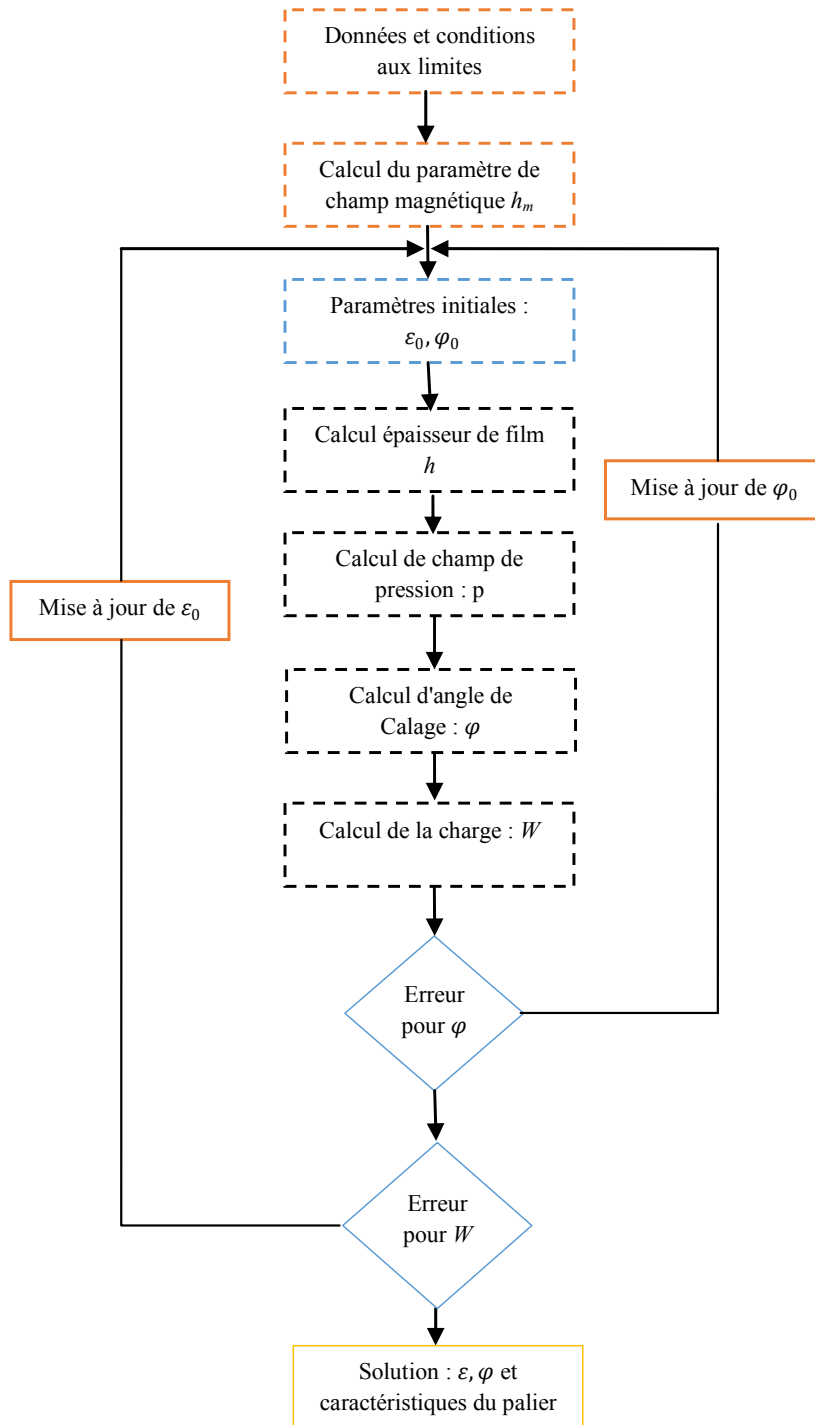


Fig. V. 5. Organigramme du programme de calcul.

V-8. Résultats et discussion

Les résultats sont effectués pour un palier avec un rapport de longueur sur diamètre $DL = 1$. Avec l'application de la charge et du champ magnétique ; la force magnétique sera caractérisée par le coefficient de force magnétique, α ($\alpha = 0$, représente un fluide newtonien classique).

Les résultats obtenus en utilisant notre code de calcul, sont comparés à ceux obtenus par TALA-IGHIL [27] et cela dans le cas où le coefficient de force magnétique $\alpha = 0$ (Tableau V. 1).

Tableau V. 1. Les résultats de cette étude comparés aux résultats de TALA-IGHIL [27].

Paramètres	Nos résultats		Résultats de TALA- IGHIL	
	Force externe appliquée P [N]	12600	81591	12600
Excentricité relative ε	0,6025	0,901	0,601	0,901
Pression Maximale p_{\max} [MPa]	7,7	83,58	7,7	83,58
Angle de calage φ [deg]	51,7	26,35	50,5	26,35
Débit axial du fluide $Q \cdot 10^{-5}$ [$m^3 \cdot s^{-1}$]	1,74	2,58	1,74	2,58
Nombre de Sommerfeld S	0,1210	0,0187	-	-

V-8.1. Effet de force magnétique (α)

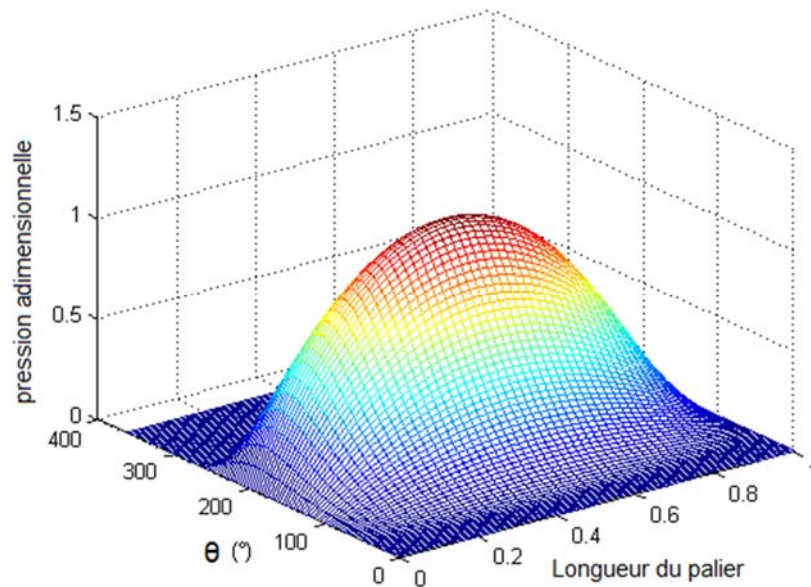
V-8.1.1. Distributions de la pression

Les figures V. 6, V. 7 et V. 8 montrent les distributions typiques de la pression 3D d'un palier hydrodynamique lubrifié avec un ferrofluide en tenant compte de l'effet de la charge externe appliquée et du coefficient magnétique α . Les figures V. 6 (b) et V. 7 (b) montrent clairement l'effet du champ magnétique sur la distribution de pression pour des faibles charges appliquées. En effet, la figure V. 8 montre l'absence ou le faible effet de la force magnétique sur la distribution de pression pour des charges élevées.

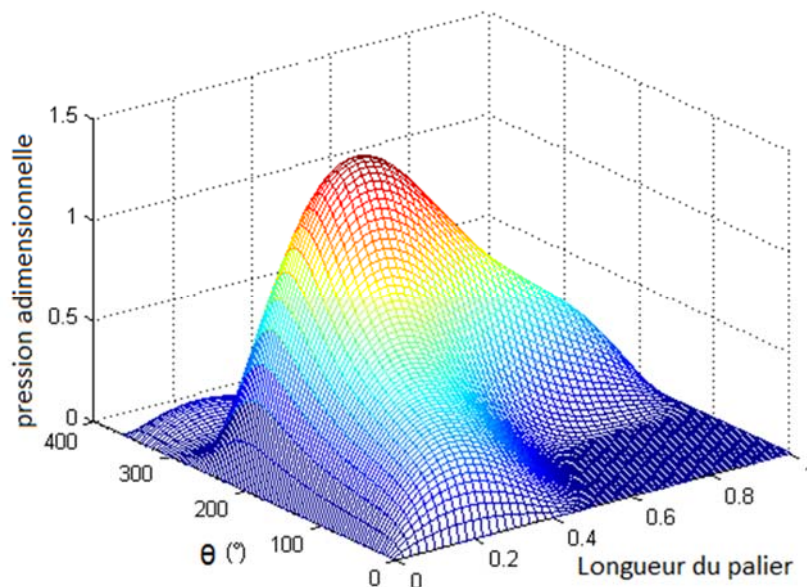
Les figures V. 9 et V. 10 montrent l'effet du coefficient de force magnétique α sur la distribution de la pression adimensionnelle le long de la direction circonférentielle; au milieu du plan de palier pour des charges appliquées moyennes ((a) $P = 5000$ [N] (b) $P = 12600$ [N]).

D'après ces figures, les résultats indiquent que la pression augmente lorsque le coefficient de force magnétique α augmente. Pour $P = 5000$ [N], p_{\max} est augmentée d'environ 15% en raison de l'augmentation de α de 0 à 1. D'autre part, pour les mêmes conditions avec

une charge appliquée égale à 81 591 [N] (Fig. V. 11), les résultats indiquent que le coefficient de force magnétique α , n'a aucun effet sur la distribution de pression adimensionnelle. Ce comportement s'explique par le fait que le coefficient magnétique appliqué est négligeable devant les grandes charges appliquées.



(a)



(b)

Fig. V. 6. Distribution de la pression, $P = 5000$ [N], (a) $\alpha = 0$, (b) $\alpha = 1$.

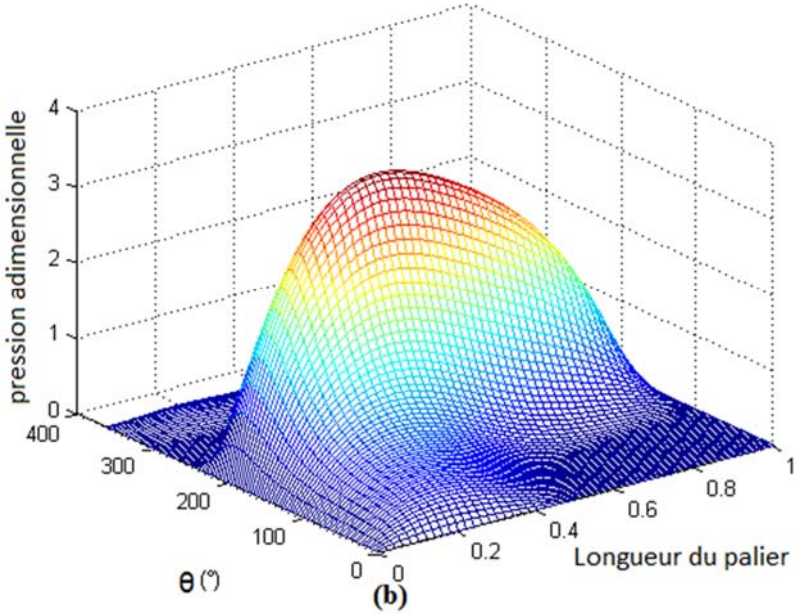
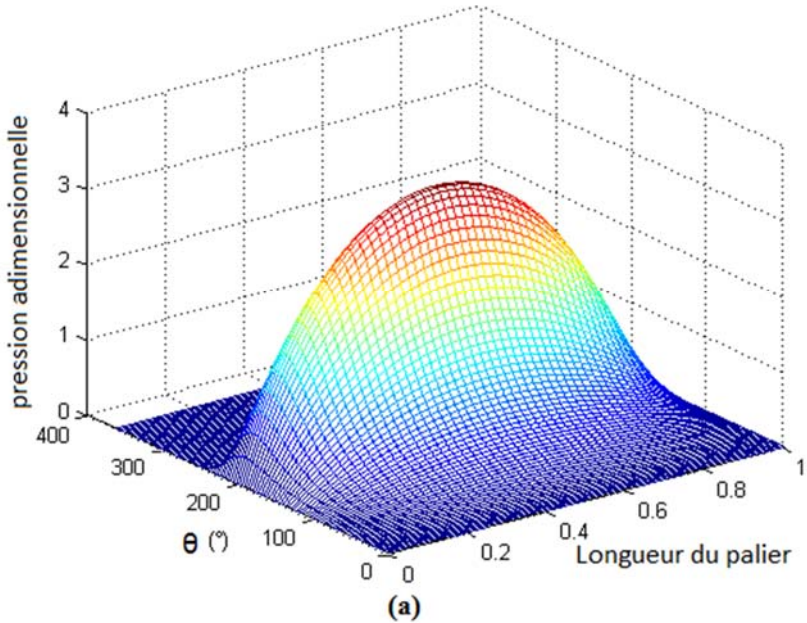


Fig. V. 7. Distribution de la pression, $P = 12\ 600$ [N], (a) $\alpha = 0$, (b) $\alpha = 1$.

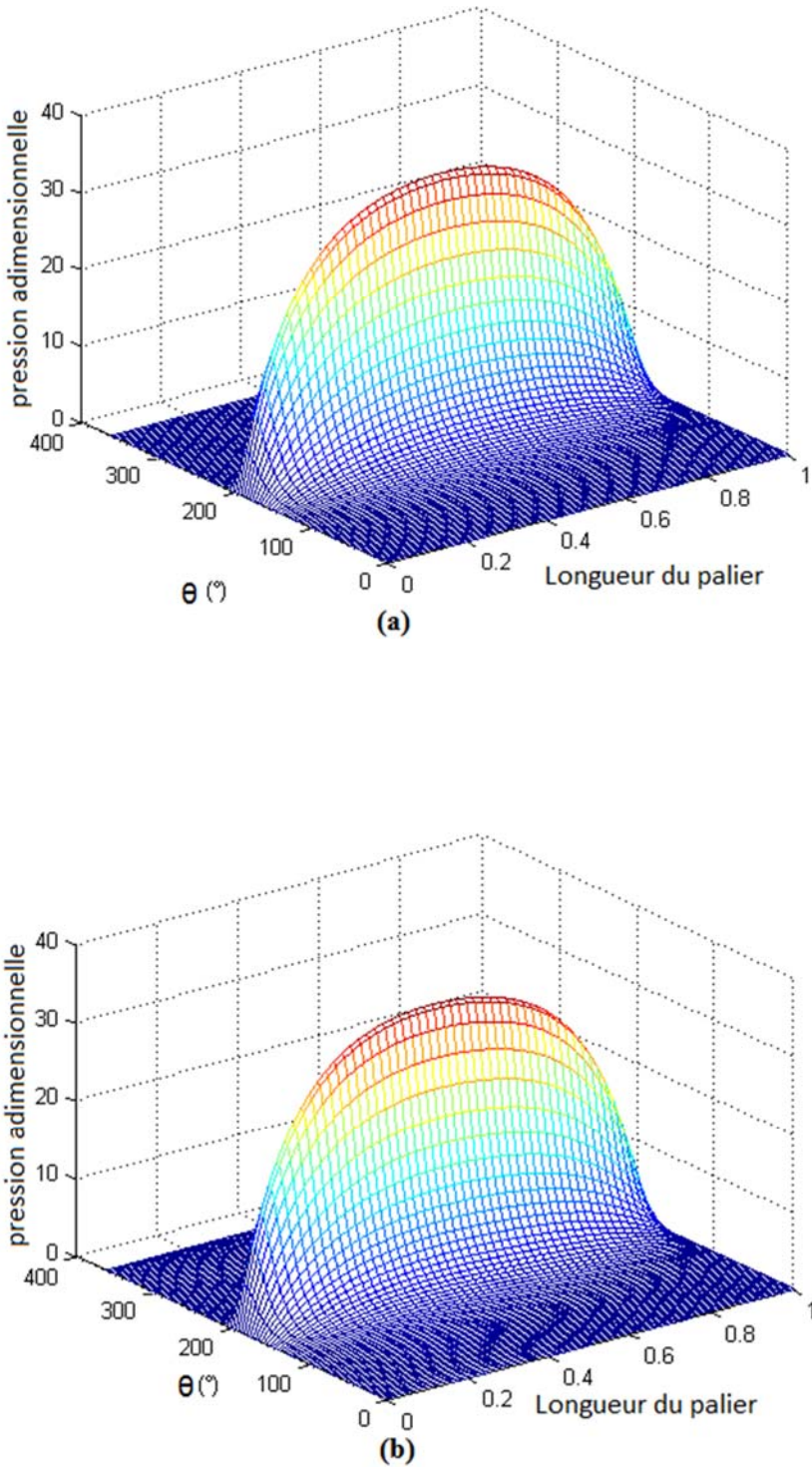


Fig. V. 8. Distribution de la pression, $P = 81\,591$ [N], (a) $\alpha = 0$, (b) $\alpha = 1$.

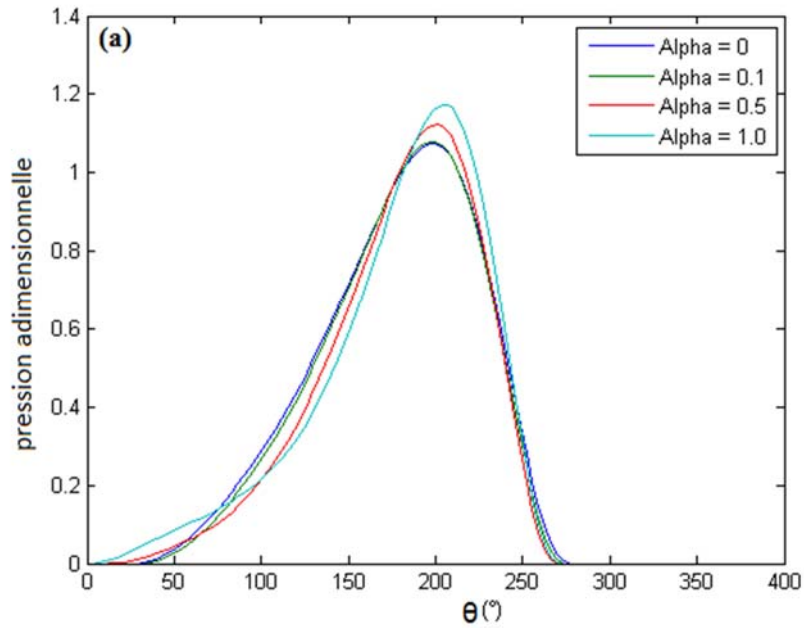


Fig. V. 9. Distribution de la pression adimensionnelle pour différentes valeurs de α ,
 $P = 5000$ [N].

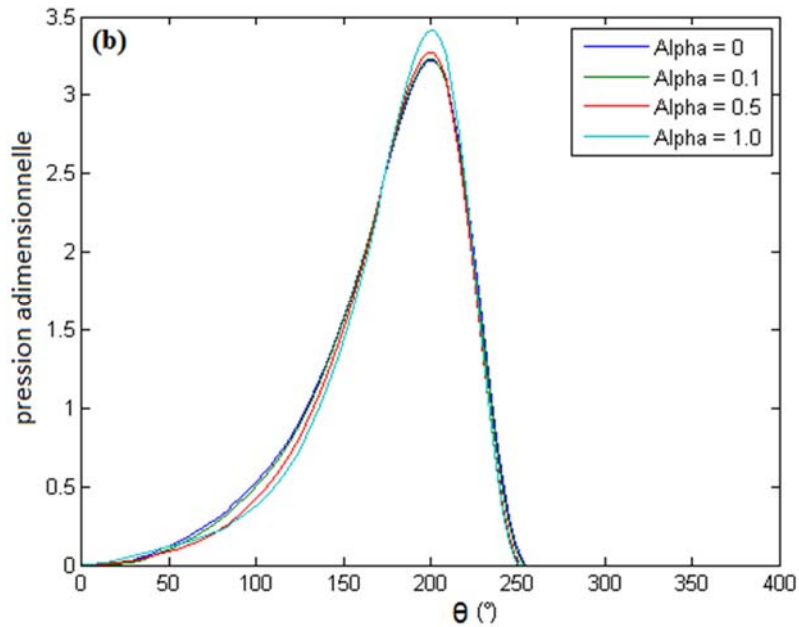


Fig. V. 10. Distribution de la pression adimensionnelle pour différentes valeurs de α ,
 $P = 12\,600$ [N].

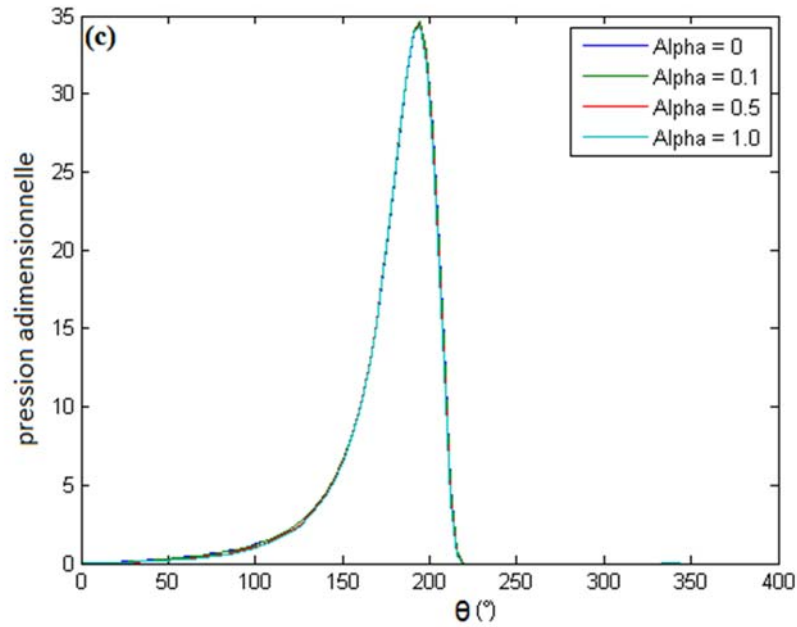


Fig. V. 11. Distribution de la pression adimensionnelle pour différentes valeurs de α ,
 $P = 81\,591$ [N].

V-8.1.2. L'angle de calage et le rapport d'excentricité

La figure V. 12 illustre la variation de l'angle de calage par rapport à la charge appliquée pour différentes valeurs du coefficient de force magnétique α . Nous constatons que, lorsque la charge appliquée augmente, l'angle de calage diminue. En outre, les résultats indiquent que le coefficient de force magnétique a un effet sur l'angle de calage.

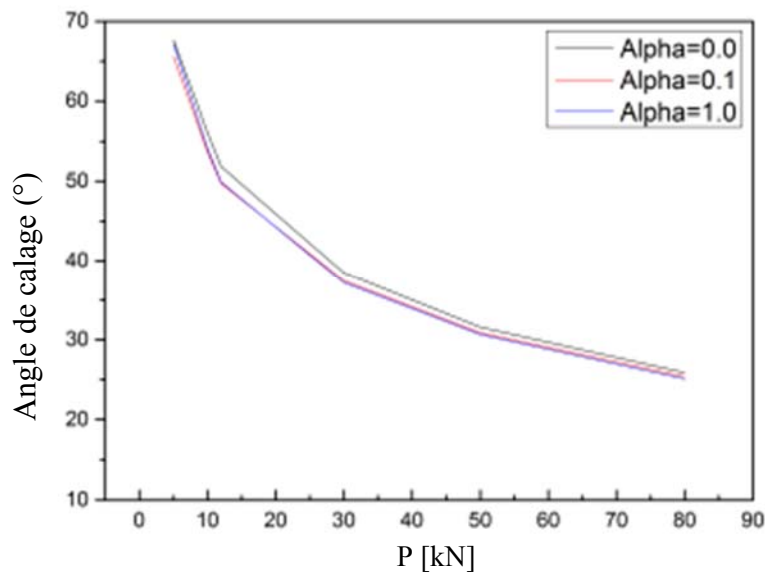


Fig. V. 12. Influence du champ magnétique sur l'angle de calage.

Cet effet est plus important avec une faible valeur des charges appliquées et des valeurs élevées du coefficient magnétique α .

Dans la figure V. 13, le rapport d'excentricité est représenté en fonction de la charge appliquée. Les résultats montrent que la charge appliquée a un effet significatif sur l'excentricité. D'autre part, l'effet du coefficient de force magnétique α est observé dans les faibles charges appliquées. Son effet est négligé pour les charges appliquées élevées.

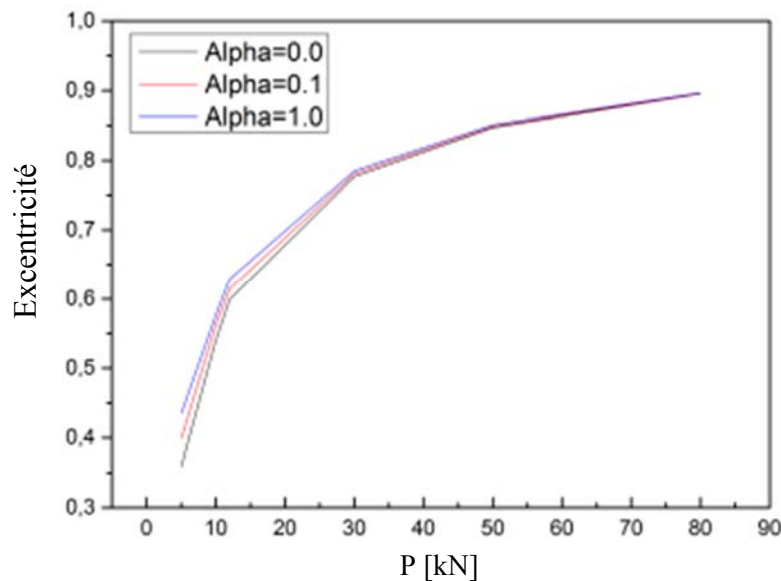


Fig. V. 13. Influence du champ magnétique sur l'excentricité.

V-8.1.3. La force et le coefficient de frottement

La figure V. 14 montre l'effet de la charge appliquée sur la force de frottement modifiée et le coefficient de frottement, pour différentes valeurs du coefficient magnétique α . En effet, lorsque la charge appliquée et l'effet magnétique sont augmentés, la force de frottement modifiée augmente de sorte que le coefficient de frottement diminue (Fig. V. 15). Ceci est dû à l'augmentation du rapport d'excentricité avec la capacité de charge qui entraîne une diminution du coefficient de frottement. De plus, il est clair que le coefficient magnétique appliqué a un effet significatif sur la force de frottement modifiée. En effet, dès que l'effet magnétique augmente, la force de frottement modifiée augmente aussi.

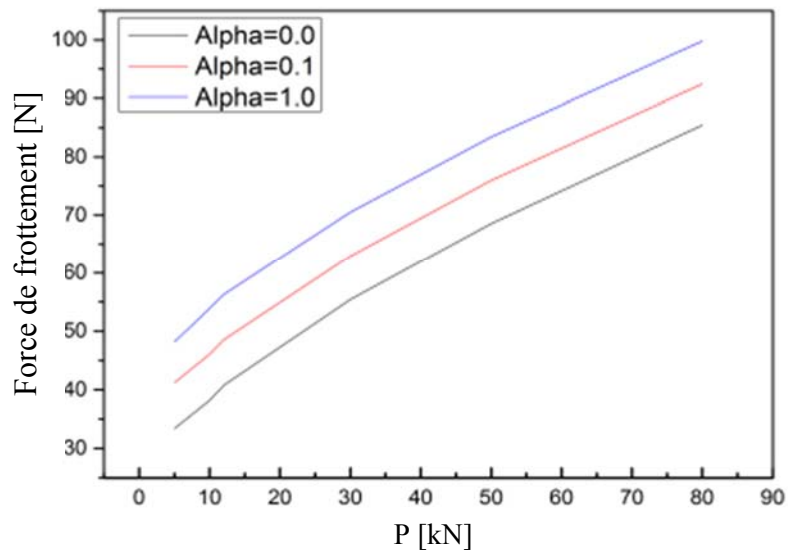


Fig. V. 14. Influence de la charge et du champ magnétique sur la force de frottement.

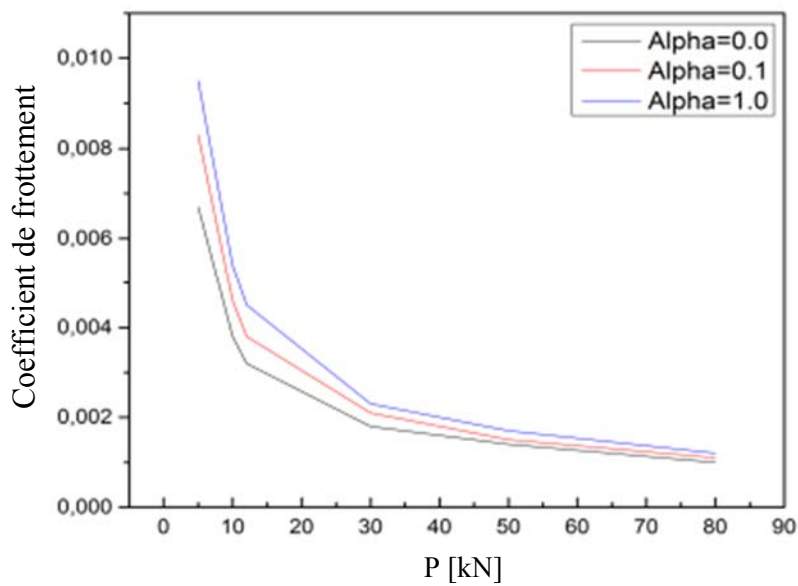


Fig. V. 15. Influence de la charge et du champ magnétique sur le coefficient de frottement.

V-8.1.4. Le Nombre de Sommerfeld S

Tableau V. 2 montre l'effet du coefficient de force magnétique (α) sur le nombre adimensionnel de Sommerfeld S. Il indique que l'augmentation d'un champ magnétique dans le palier mène à une diminution légère du nombre de Sommerfeld particulièrement dans les petites charges appliquées et négligé dans les charges appliquées élevées.

Tableau V. 2. Nombre de Sommerfeld S.

	Nombre de Sommerfeld S pour L/D = 1		
α	5000 [N]	12600 [N]	81591 [N]
0	0,3036	0,1210	0,0187
0,1	0,3049	0,1210	0,0187
0,5	0,3055	0,1210	0,0187
1	0,3031	0,1210	0,0187

V-9. Conclusion

Les caractéristiques de performance d'un palier hydrodynamique lubrifié avec un ferrofluide sous chargement imposée ont été étudiées dans ce chapitre. Les conclusions suivantes peuvent être tirées de l'analyse ci-dessus.

- la performance du palier est considérablement modifiée lorsque les effets magnétiques sont comparables aux effets hydrodynamiques.
- l'angle de calage diminue avec l'augmentation de la force magnétique en particulier à des valeurs faibles des charges appliquées et à des valeurs élevées de la force magnétique.
- la force magnétique a un effet significatif sur le rapport d'excentricité pour de faibles charges appliquées.
- le coefficient de frottement augmente avec l'augmentation de la force magnétique. Surtout à de faibles charges appliquées.
- l'effet magnétique diminue avec l'augmentation de la charge appliquée.

RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [1] P. N. Kaloni, A. Mahajan, Stability and uniqueness of ferrofluids, *International Journal of Engineering Science*, 48, 1350-1356, (2010).
- [2] R. E. Rosensweig, *Ferrohydrodynamics*, Cambridge Univ. Press, Cambridge, London (1985); republished by Dover.Publ.Inc., New York (1997).
- [3] C. Scherer, A. M.Figueiredo Neto, *Ferrofluids : Properties and Applications*, *Brazilian Journal of Physics* 35 (3A), September, (2005).
- [4] A. Katiyar, A. N. Singh, P. Shukla, T. Nandi, Rheological of magnetic nanofluids containing spherical nanoparticles of Fe-Ni, *Powder Technology*, 224, 86-89, (2012).
- [5] Y. Mitamura, S. Arioka, D. Sakota, Application of a magnetic fluid seal to rotary blood pump. *Journal of Physics: Condensed Matter*, 20, 2041-2045, (2008).
- [6] Y. Sihuan, W. Huang, X. Wang, Orientation effects of micro-grooves on sliding surface, *Tribology International*, 44, 1047-1054, (2011).
- [7] J. R. Lin, P. J. Li, T. C. Hung, Effects of Non Newtonian Ferrofluids on the Performance Characteristics of Long Journal Bearings, *FDMP*, 9, 419-434, (2013).
- [8] G. S. Nada, T. A. Osman, Static Performance of Finite Hydrodynamic Journal Bearings Lubricated by Magnetic Fluids with Couple Stresses, *Tribology Letter*, 27, 261-268, (2007).
- [9] T. A. Osman, G. S. Nada, Z. S. Safar, Different magnetic models in the design of hydrodynamic journal bearings lubricated with non-Newtonian ferrofluid, *Tribology Letters*, 14, 211-223, (2003).
- [10] T. A. Osman, G.S. Nada, Z. S. Safar, Dynamic characteristics of magnetized journal bearings lubricated with Newtonian and non-Newtonian ferrofluids, *Proceedings of sixth international conference on production engineering and design for development*. Cairo, Egypt, 834-849, (2002).
- [11] R.Y. Hong, Z.Q. Ren, Y.P. Han, H. Z. Li, Y. Zheng, J. Ding, Rheological properties of water-based Fe₃O₄ ferrofluid, *Chemical Engineering Science*, 62, 5912-5924, (2007).
- [12] J. R. Lin, L. J. Liang, L. M. Chu, Effects of nonNewtonian micro-polar fluids on the squeeze-film characteristics between a sphere and a plate surface, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J, Journal of Engineering Tribology*, 224, 825-832, (2010).

- [13] M. H. Oladeinde, R. O. Edokpia, Performance modeling of infinitely wide exponentially shaped slider bearing lubricated with couple stress fluids. *The Journal of Engineering and Applied Sciences*, 5, 26–31, (2010).
- [14] T. A. Osman, M. Dorid, Z.S. Safar, M.O.A. Mokhtar, Experimental assessment of hydrostatic thrust bearing performance. *Tribology International*, 29, 233-239, (1996).
- [15] T. A. Osman, G. S. Nada, Z. S. Safar, Static and dynamic characteristics of magnetized journal bearings lubricated with ferrofluid, *Tribology International*, 34, 369–380, (2001).
- [16] T. A. Osman, G. S. Nada, Z. S. Safar, Effect of using current-carrying-wire models in the design of hydrodynamic journal bearings lubricated with ferrofluid, *Tribology Letters*, 11, 61-70, (2001).
- [17] W. Huang, C. Shen, X. Wang, Study on static supporting capacity and tribological performance of ferrofluid. *Tribology Transactions*, 25, 717-723, (2009).
- [18] L.J. Wang, C.W. Guo, R. Yamane, Y. Wu, Tribological properties of Mn-Zn-Fe magnetic fluids under magnetic field, *Tribology International*, 42, 792-797, (2009).
- [19] P. Kuzhir, Free boundary of lubricant film in ferrofluid journal bearings, *Tribology International*, 41, 256-268, (2008).
- [20] K. Nagaya, S. Takeda, A. Sato, S. Ikai, H. Sekiguchi, N. Saito, Thrust bearing using a magnetic fluid lubricant under magnetic fields, *Tribol International*, 26, 11-15, (1993).
- [21] H. L. Chiang, C. H. Hsu, J. R. Lin, Lubrication performance of long journal bearings considering effects of couple stresses and surface roughness, *Journal of the Chinese Institute of Chemical Engineers*, 27(2), 287-292, (2004).
- [22] H. L. Chiang, J. R. Lin, C. H. Hsu, Y. P. Chang, Linear stability analysis of a rough short journal bearing lubricated with non-Newtonian fluids. *Tribology Letters*, 17, 867-877, (2004).
- [23] C.H. Hsu, J. R. Lin, H. L. Chiang, Combined effects of couple stresses and surface roughness on the lubrication of short journal bearings, *Industrial Lubrication and Tribology*, 55, 233-243, (2003).
- [24] D. Zhu, Effect of surface roughness on mixed EHL lubrication characteristics, *Tribology Transactions*, 46, 44-48, (2003).
- [25] T. C. Hsu, J. H. Chen, H. L. Chiang, T. L. Chou, Lubrication performance of short journal bearings considering the effects of surface roughness and magnetic field, *Tribology International*, 61, 169-175, (2013).
- [26] M. D. Cowley, R. E. Rosensweig, *Journal of Fluid Mech*, 30, 671-688, (1967).

- [27] N. Tala-Ighil, M. Fillon, P. Maspeyrot, Effect of textured area on the performances of a hydrodynamic journal bearing, *Tribology International*, 44, 211-219, (2011).

CONCLUSION GÉNÉRALE

Il ressort de notre étude que :

a) Contact sec

L'étude expérimentale sur le comportement tribologique des couples des contacts secs glissants bronze-acier et graphite-bronze, avec et sans passage du courant électrique ; ainsi que l'étude statistique du comportement thermique du couple graphite-bronze avec la méthode de Taguchi nous conduisent aux effets suivants :

Les résultats des différentes expériences effectuées montrent que, pour les couples dynamiques bronze-acier et graphite-bronze, les paramètres : charge normale, vitesse de glissement, le temps et le courant électrique jouent un rôle majeur sur le comportement tribologique et thermique des contacts, est cela apparaît sur le processus d'oxydation et la croissance du film d'oxyde. En fait, ces oxydes réduisent la surface réelle de contact, protège le pion contre l'usure et diminue le coefficient de frottement.

L'effet principal du courant électrique est d'élever de façon significative la température moyenne de contact, ce qui affecte le comportement en frottement et usure. Pour de grandes intensités de courant électrique, la température de contact augmente de façon très claire ce qui accroît le degré d'oxydation et le taux de recouvrement de la surface du cuivre en formant un film d'oxyde bien adhérent aux substrats et joue le rôle d'un lubrifiant. En effet, l'augmentation de la température de contact mène à une dissipation de grande quantité de chaleur par effet Joule et entraîne, par la suite, l'oxydation qui donne naissance à des couches d'oxydes entraînent un comportement sévère en frottement et usure et provoque une modification structurelle de la surface, la nature, la composition et la rupture du film d'oxyde quand il atteint son épaisseur critique.

Les principaux mécanismes d'usure développés lors des différentes expériences effectuées sont l'adhésion, l'abrasion, l'oxydation et la déformation plastique. Avec des charges et des vitesses de glissement élevées la déformation plastique sévère est le mécanisme d'usure le plus dominant. En fait, le frottement et l'usure sont largement affectés par les films interfaciaux, mais contrairement au frottement, l'usure est un processus sensible qui peut varier d'un facteur de deux ou plus, pour des faibles changements dans les conditions expérimentales.

Le passage de courant électrique à travers le contact bronze-acier réduit le taux d'usure. D'autre part, il conduit à une usure plus importante dans le contact graphite-bronze, et une diminution du coefficient de frottement, ce dernier est dû principalement au transfert du graphite. En effet, pour des vitesses et charges élevées, le mécanisme de transfert de bronze sur le cylindre augmente. Ce transfert entraîne la formation d'une couche sur le cylindre en acier et affecte le comportement tribologique du couple. Pour le contact graphite-bronze le transfert de graphite sur la piste de cylindre en bronze rend le contact graphite-graphite ce qui facilite le glissement.

Afin de connaître par ordre décroissant le paramètre le plus influant sur le comportement thermique durant le fonctionnement du couple ; nous avons utilisé la méthode statistique d'ANOVA et la conception orthogonale du Taguchi. De part leur construction facile et propriétés d'optimalités ils se révèlent très intéressants pour une sélection rapide et efficace des facteurs les plus influents sur la réponse mesurée (la température moyenne de surface). Les résultats obtenus montrent que le facteur le plus important affectant la température de surface moyenne de couple graphite-bronze est le courant électrique avec la valeur de contribution de 58.67%, suivie de la vitesse de glissement avec une contribution de 21.64% et de la charge normale avec une valeur de 11.5%. D'autre part, l'interaction entre les facteurs étudiés n'a pas d'effet significatif sur la température moyenne de contact.

b) Contact lubrifié

L'étude de modélisation du contact lubrifié (palier hydrodynamique) avec ferrofluide en présence d'un courant électrique sous chargement imposée montre que les performances du palier sont considérablement modifiées lorsque les effets magnétiques sont comparables aux effets hydrodynamiques. En effet, La force magnétique a un effet significatif sur l'angle de calage ainsi que le rapport d'excentricité précisément pour de faibles charges appliquées. D'autre part, le coefficient de frottement augmente avec l'augmentation de la force magnétique. Surtout à de faibles charges appliquées. Par contre, L'effet magnétique diminue avec l'augmentation de la charge appliquée.

c) Perspectives

Cette étude ouvre plusieurs perspectives. Il serait, d'abord, intéressant d'étudier le comportement des antagonistes en choisissant des conditions plus sévères pour le contact, par

exemple dans différents environnements (air sec, air humide, oxygène, argon, azote,..). Il serait intéressant aussi d'étudier expérimentalement l'effet de la rugosité sur le frottement et l'usure pour les contacts électriques glissants.

Étudier l'influence du champ électrique sur le comportement tribologique des tribocontacts.

L'utilisation de la méthode des plans d'expériences sera très utile pour comprendre l'effet des différents paramètres agissant sur le comportement en frottement et en usure, ainsi que le comportement thermique des tribocontacts.

Étudier expérimentalement l'effet de ferrofluide en présence d'un courant électrique sur les performances du palier hydrodynamique (contact lubrifié).

Résumé

Le comportement tribologique des couples bronze-acier et graphite-bronze a été étudié en fonction des paramètres électromécaniques. Pour ce faire, nous avons utilisé un tribomètre pion-cylindre. Les essais se sont déroulés à sec dans une ambiance atmosphérique est ce pour déterminer le coefficient de frottement, l'usure et la température au voisinage du contact. Parallèlement à ces études expérimentales, une étude de modélisation d'un contact lubrifié avec un ferrofluide en présence d'un champ magnétique sous chargement imposé a été faite. D'autre part, afin d'appréhender l'évolution du comportement thermique du couple graphite-bronze (température à l'interface), la méthode des plans d'expériences précisément la rangée orthogonale de Taguchi L_{27} a été employée.

La discussion des résultats obtenus s'appuie sur des observations et des analyses des surfaces usées des éléments de contact; ainsi que sur les résultats obtenus des méthodes statistiques utilisées. En effet, l'analyse de la face usée des échantillons, a mis en évidence l'influence du courant électrique sur le degré d'oxydation ainsi que sur la vitesse de croissance de la couche oxydée, ce qui régit le comportement tribologique des antagonistes. De plus d'autres analyses ont révélé l'état de surface du cylindre en bronze et en acier.

L'étude de modélisation du contact lubrifié avec du ferrofluide en présence d'un champ magnétique sous chargement imposé montre que les performances du palier sont considérablement modifiées lorsque les effets magnétiques sont comparables aux effets hydrodynamiques. En effet, l'effet magnétique diminue avec l'augmentation de la charge appliquée.

Abstract

The tribological behavior of the bronze-steel and graphite-bronze couples was studied as a function of electromechanical parameters. To do this, a pin on cylinder tribometer was used. The tests were conducted in dry atmosphere, to determine the coefficient of friction, wear and temperature of the contact. In parallel with these experimental studies, a modeling study of a lubricated contact with a ferrofluid in the presence of magnetic field under imposed loading was made. On the other hand, in order to apprehend the evolution of the thermal behavior of the couple graphite-bronze (temperature at the interface), the experimental design method specifies the orthogonal row of Taguchi L_{27} was used.

The discussion of the results obtained is based on observations and analyzes of the worn surfaces of the contact elements; as well as on the results obtained from the statistical methods used. In fact, analysis of the worn surface side of the samples has demonstrated the significant influence of the electric current on the degree of oxidation as well as on the growth rate of the oxidized layer, which governs the tribological behavior of the antagonists. In addition, other analyzes have revealed the surface quality of the bronze and steel disc.

The modeling study of the contact lubricated with ferrofluid in the presence of magnetic field under imposed loading shows that the performances of the bearing are considerably modified when the magnetic effects are comparable to the hydrodynamic effects. In fact, the magnetic effect decreases with the increase of the applied load.

ملخص

تمت دراسة السلوك التريبولوجي للأزواج: برونز-فولاذ و برونز-جرافيت تحت تأثير بعض العوامل الكهروميكانيكية. للقيام بذلك ، استخدمنا مقياس تريبومتر اصبع-اسطوانة. أجريت الاختبارات في درجة حرارة عادية وذلك لتحديد معامل الاحتكاك ، معدل التآكل ودرجة الحرارة في المنطقة المجاورة للاحتكاك. بالتوازي مع هذه الدراسات التجريبية ، أجريت دراسة نموذجية بمزلق مشحم عن طريق سائل الفيروفلود في وجود مجال مغناطيسي. من ناحية أخرى ، ومن أجل فهم تطور السلوك الحراري للزوج جرافيت- برونز (درجة الحرارة) ، تم استخدام طريقة التصميم التجريبي و بالتحديد الصف المتعامد لتاغوشي L_{27} .

وتستند مناقشة النتائج التي تم الحصول عليها على الملاحظات والتحليلات من الأسطح الخاضعة للاحتكاك. وكذلك على النتائج التي تم الحصول عليها من الأساليب الإحصائية المستخدمة. في الواقع ، أظهر تحليل الجانب الخاضع للاحتكاك للعينات عن تأثير التيار الكهربائي المهم على درجة الأكسدة وكذلك على معدل نمو الطبقة المؤكسدة ، التي تحكم السلوك التريبولوجي للأزواج في حالة إنزلاق. بالإضافة إلى ذلك ، كشفت تحليلات أخرى عن حالة سطح القرص البرونزي والفولاذي.

توضح الدراسة النموذجية الخاصة بالمزلق المشحم عن طريق سائل الفيروفلود (السوائل الممغنطة) في وجود مجال مغناطيسي تحت تأثير الحمولة أن أداء المحامل يتغير بشكل كبير عندما تكون التأثيرات المغناطيسية مقارنة بالتأثير الهيدروديناميكي. في الحقيقة ، ينخفض التأثير المغناطيسي مع زيادة الحمل المطبق.