

République Algérienne Démocratique et Populaire  
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

**UNIVERSITE CONSTANTINE 1**  
FACULTE DES SCIENCES DE LA TECHNOLOGIE  
DEPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE

N° d'ordre : .....

## **THESE**

présentée au  
Département de Génie Mécanique  
en vue d'obtenir le Diplôme de  
**Docteur en Sciences**

En  
**Génie Mécanique**  
Option  
Construction Mécanique

Par

**Mouadji Youcef**

Sujet

**EFFETS DU COURANT ELECTRIQUE SUR LE MECANISME DE  
CROISSANCE DE LA COUCHE D'OXYDE A L'INTERFACE DES  
CONTACTS ELECTRODYNAMIQUES CUIVRE-GRAPHITE ET  
GRAPHITE-GRAPHITE**

Devant la commission d'examen :

Président : Necib Brahim  
Rapporteur : Bouchoucha Ali  
Examineurs : Meziani Salim  
Haiahem Ammar  
Lahmar Mustapha

Prof. Université Constantine 1  
Prof. Université Constantine 1  
Prof. Université Constantine 1  
Prof. EPST Université d'Annaba  
Prof. Université de Guelma

Soutenue, le 04 juillet 2013

*A la mémoire de mon frère Amar*

## Remerciements

Les travaux présentés dans ce mémoire ont été menés au sein du Laboratoire de Mécanique du Département de Génie Mécanique de l'Université Constantine 1 dans l'équipe Mécanique et Energétique des Surfaces.

Je tiens tout d'abord à remercier chaleureusement le Professeur Bouchoucha Ali pour le très grand honneur qu'il m'a fait en acceptant la lourde tâche de proposer le thème et de diriger cette thèse. Je le remercie d'avoir su partager son expérience et sa passion. Qu'il trouve également l'expression de ma gratitude pour les discussions fructueuses tout au long de ce travail.

Je remercie le Professeur Necib Brahim, de l'Université Constantine 1 de m'avoir fait l'honneur de Présider mon jury de thèse.

Ce fut un grand honneur pour moi que Salim Meziani, Professeur de l'Université Constantine1, Mustafa Lahmar, Professeur de l'Université de Guelma et Haiahem Ammar, Professeur de l'Université de Annaba ont accepté la charge d'évaluer ma thèse et d'avoir accepté de faire partie de mon jury de thèse comme examinateurs.

Je remercie vivement et je témoignerai une profonde gratitude au Dr M. A. Bradai pour les observations en MEB et les analyses EDAX. Qu'ils trouvent ici, l'expression de ma profonde reconnaissance et mon amitié sincère.

Un grand salut particulier à tous les membres du Laboratoire de Mécanique du Département de Génie Mécanique de l'Université Constantine 1.

# SOMMAIRE

INTRODUCTION GENERALE	1
Nomenclature	4

## CHAPITRE I

### DISPOSITIF EXPERIMENTAL ET TECHNIQUES DE MESURES

I.1. INTRODUCTION	6
I.2. DISPOSITIF EXPERIMENTAL	6
I.2.1. Tribomètre	6
I.2.2. Passage du courant électrique	8
I.3. INSTRUMENTATION	8
I.3.1. Mesure du coefficient de frottement	9
I.3.2. Application de la charge normale	9
I.3.3. Mesure de l'usure	9
I.3.4. Mesure de la température	10
I.3.5. Mesure de la résistance électrique de contact	11
I.4. OBSERVATIONS MICROSCOPIQUES DES SURFACES USEES	12
I.4.1. Microscopie optique	12
I.4.2. Microscopie Electronique à Balayage (M.E.B.)	12
I.5. MATERIAUX	13
I.5.1. Préparation des échantillons	13
I.5.2. Généralités sur les matériaux utilisés	13
I.5.2.1. Caractéristiques	13
I.5.2.2. Oxydation du uivre	14
I.5.2.3. Bronze	15
I.5.2.4. Graphite	16
I.6. PROGRAMME D'ESSAIS	17

I.6.1. Déroulement des expériences	17
I.6.2. Paramètres mécaniques et électrique	18
1.7. CONCLUSION	18
Références bibliographiques (chapitre I)	18

## **CHAPITRE II**

### **FROTTEMENT SEC SANS PASSAGE DU COURANT ELECTRIQUE**

II.1. INTRODUCTION	20
II.2. IMPORTANCE DU COEFFICIENT DE FROTTEMENT	21
II.3. MECANISMES DE FROTTEMENT	21
II.3.1. Adhérence	21
II.3.2. La déformation élastoplastique des aspérités	22
II.3.3. Labourage	22
II.4. MODELES DE FROTTEMENT	24
II.4.1. Modèle de Bowden et Tabor	24
II.5. RESULTATS EXPERIMENTAUX	25
II.5.1. Effet du paramètre temps sur le frottement	25
II.5.2. Effet de la charge normale sur le coefficient de frottement	26
II.5.3. Effet de la vitesse sur le coefficient de frottement	28
II.6. MODELISATION DU COEFFICIENT DU FROTTEMENT	30
II.7. CONCLUSION	32
Références bibliographiques (chapitre II)	33

## **CHAPITRE III**

### **USURE DES COUPLES DE FROTTEMENT SEC SANS PASSAGE DU COURANT ELECTRIQUE**

III.1. INTRODUCTION	35
III.2. MECANISMES D'USURE	36

III.2.1. Usure abrasive	36
III.2.1.1. Modélisation de l'usure abrasive	37
III.2.2. Usure adhésive	39
III.2.2.1. Modélisation de l'usure adhésive	40
III.2.2.1.1. Modèle d'Archard	40
III.2.2.1.2. Modèle énergétique	41
III.3. RESULTATS EXPERIMENTAUX	43
III.3.1. Influence de temps sur l'usure	43
III.3.2. Influence de la charge normale sur l'usure	43
III.3.3. Influence de la vitesse de glissement sur l'usure	45
III.4. MODELISATION DE L'USURE	45
III.4.1. Modèle d'Archard	46
III.4.1.1. Détermination du coefficient d'usure	46
III.4.1.2. Usure en fonction de la charge appliquée	46
III.4.1.3. Usure en fonction de la vitesse de glissement	48
III.4.2. Modèle énergétique	51
III.5. CONCLUSION	52
Références bibliographiques (chapitre III)	53

## **CHAPITRE IV**

### **MODELISATION THERMIQUE DES CONTACTS GLISSANTS SECS**

IV.1. INTRODUCTION	56
IV.2. LES MECANISMES DE GENERATION DE CHALEUR	57
IV.3. LES MODELES THERMIQUES	57
IV.3.1. Modèles thermiques avec contact parfait ou lisse	58
IV.3.1.1. Présentation du modèle d'Archard	58
IV.3.2. Modèles thermiques avec contact imparfait	59
IV.4. METHODE NUMERIQUE	60
IV.4.1. Expression analytique de l'équation de la chaleur	61
IV.4.2. Maillage	61

IV.4.3. Conditions initiales et conditions aux limites	62
IV.4.4. Discrétisation de l'équation de la conduction	62
IV.4.5. Résolution du système d'équations	63
IV.5. RESULTATS ET DISCUSSION	64
IV.5.1. Influence de la charge normale et la vitesse de glissement sur la température déterminé expérimentalement	64
IV.5.2. Influence de la charge normale et la vitesse de glissement sur l'énergie développée au niveau du contact	68
IV.5.3. Influence de la charge normale et la vitesse de glissement sur la température de contact (numérique)	70
IV.5.4. Etude comparative entre la température numérique et théorique (théorie d'Archard)	74
IV.6. CONCLUSION	75
Références bibliographiques (chapitre IV)	76

## **CHAPITRE V**

### **ANALYSE MECANIQUE DU CONTACT DYNAMIQUE**

V.1. INTRODUCTION	79
V.2. MODELISATION	80
V.2.1. Application d'un effort normal	80
V.2.2. Chargement tangentiel et glissement	81
V.3. CRITERE DE SEUIL DE PLASTICITE	84
V.4. CYCLE D'ENDOMMAGEMENT	84
V.5. RESULTATS ET DISCUSSION	85
V.5.1. Répartition des contraintes de cisaillements	85
V.5.2. Contraintes principales	93
V.5.3. Synthèse sur la contribution des efforts à l'usure	98
V.6. CONCLUSION	100
Références bibliographiques (chapitre V)	101

**CHAPITRE VI**  
**INFLUENCE DU COURANT ELECTRIQUE SUR LE COMPORTEMENT**  
**TRIBOLOGIQUE**

VI.1. INTRODUCTION	103
VI.2. GENERALITES SUR LES CONTACTS ELECTRIQUES GLISSANTS	103
VI.2.1 La résistance électrique de contact	103
VI.2.2. Détermination de l'aire réelle de contact	105
VI.2.3. Effet thermique dans les contacts	105
VI.3. RESULTATS ET DISCUSSION	105
VI.3.1. Identification de la surface usée du contact	105
VI.3.1.1. Contact cuivre-graphite	106
VI.3.1.2. Contact bronze-graphite	111
VI.3.1.3. Contact graphite-graphite	114
VI.3.2. Influence du courant électrique sur le frottement	118
VI.3.3. Influence du courant électrique sur l'usure	120
VI.3.4. Influence du courant sur l'élévation de la température de contact	121
VI.3.5. Influence de l'intensité du courant électrique et de la charge sur la résistance électrique de contact	123
VI.3.6. Influence du courant électrique sur le mode de formation et de rupture des films d'oxyde	125
VI.4. CONCLUSION	126
Références bibliographiques chapitre VI	126
CONCLUSION GENERALE	129



## INTRODUCTION GENERALE

Les contacts entre deux corps qu'ils soient statiques ou dynamiques, constituent la base de toutes les liaisons des mécanismes. Souvent, entre les éléments en contact apparaît un mouvement relatif ou une tendance vers ce mouvement ce qui produit des microglissements à l'interface du contact. L'existence de ceux-ci impose de s'intéresser aux problèmes des forces de frottement induites sur la surface et qui se rajoutent aux forces normales entre les éléments en contact. Par conséquent, le mouvement relatif à l'interface d'un contact peut constituer une source supplémentaire de frottement qui joue un rôle important dans l'endommagement des surfaces.

Le frottement provoque la détérioration des surfaces antagonistes, cette dernière peut prendre différentes formes: déformation plastique, usure, fatigue de contact, etc. Pour assurer une bonne fiabilité du contact et améliorer les performances, il faut étudier les distributions des forces sur l'aire de contact et le champ des contraintes produit par celles-ci. Les actions mécaniques de contact entre solides sont en général classées en deux catégories : les contraintes normales et les contraintes tangentielles qui s'opposent respectivement aux déplacements normaux et tangentiels. Les actions normales à la surface de contact ont pour origine les déformations dans les domaines élastiques ou élastoplastiques des pièces en contact. L'action de l'environnement chimique couplé au frottement pose le problème de la prédiction du régime vers lequel bascule le tribo-système. Les effets dus aux interactions entre le milieu, le matériau et les sollicitations mécaniques sont de nature complexe, et les mécanismes restent à ce jour mal compris. Sur un plan scientifique, la maîtrise de l'ensemble de ces mécanismes nécessite de prendre en compte les différents facteurs qui l'induisent: chargement, déformations élastiques et plastiques, géométrie du contact et le matériau du massif. On comprend alors la nécessité de développer des modèles pour caractériser le phénomène de micro-glissement à l'interface.

Aujourd'hui sur la base de considérations aussi bien écologiques, dans un contact sec avec et sans passage du courant électrique, il y a un besoin croissant d'une limitation adéquate de l'usure et l'oxydation des éléments en contact. Pour cela, il y a une demande évidente industrielle pour des matériaux résistants à appliquer dans des conditions tribologiques complexes et de préférence sans lubrification comme dans les réseaux électrifiés. La prévention de l'usure par le graissage, le remplacement de l'élément usé qui nécessite des travaux d'entretien, des dépenses et le coût de l'immobilisation.

Les processus de frottement et de l'usure dans les réseaux électrifiés sont complexes. Ils se compliquent par des phénomènes électrochimiques qui se manifestent par l'oxydation, la corrosion et l'usure. Le contact direct métal-métal qui induit, sous certaines conditions, au grippage a conduit à l'utilisation du couple graphite-métal.

Le développement de la technologie conduit à un emploi de plus en plus fréquent de moteurs électriques pour contrôler des actionneurs de toutes sortes. De plus, le volume occupé par ces moteurs s'accroît et le problème d'encombrement se pose de façon cruciale. Aussi dans tous les cas, il s'avère nécessaire de faire passer des courants de plus en plus restreintes pour faire alimenter des moteurs toujours plus compacts. Apparaissant alors un ensemble de problème d'origine technologique, échauffement des pièces de contact, usure du couple, micro adhésion, arrachement locaux et comportement vis-à-vis de l'environnement gazeux. Ces problèmes sont souvent interdépendants et l'étude s'avère très délicate.

Cette thèse s'inscrit donc dans la thématique de recherche dont les objectifs sont le contrôle de la formation des transformations tribologiques dans les contacts secs avec et sans passage du courant électrique. Malgré plusieurs études sur ce type de réponse des matériaux, les phénomènes responsables de la formation des transformations tribologiques ainsi que leur comportement mécanique ne sont pas encore parfaitement connus. Notre étude consiste à étudier le comportement tribologique de trois couples de matériaux, cuivre-graphite, bronze-graphite et graphite-graphite. Ce travail expérimental sera couplé à des modélisations afin d'étudier simultanément les aspects mécaniques, électrique et leurs implications structurales.

Dans cet esprit, le contenu de la présente thèse est structuré de façon logique et a conduit à une présentation articulée en six chapitres.

Le premier chapitre est consacré à une étude descriptive du montage expérimental et de la démarche expérimentale développée pour mener à bien les différents essais. Les moyens de mesure des paramètres expérimentaux, les outils de caractérisation choisis pour l'analyse des essais, ainsi que la présentation des matériaux utilisés et des tableaux récapitulatifs de leurs caractéristiques dont nous avons besoin pour cerner au mieux leurs comportements.

Le deuxième chapitre est consacré à une étude bibliographique concernant le frottement des surfaces solides et une présentation des principaux résultats expérimentaux obtenus sur les matériaux des trois couples, dans l'air ambiant sans passage du courant électrique. Une étude comparative entre les résultats expérimentaux et le modèle de Bowden et Tabor a été également proposée.

Le troisième chapitre présente les principaux résultats expérimentaux obtenus sur l'usure des trois couples dans l'air ambiant sans passage du courant électrique. Des corrélations entre les résultats expérimentaux et des modèles théoriques, d'Archard et énergétique, sont faites.

Le quatrième chapitre décrit les outils de modélisation utilisés dans la détermination de la température de contact et des méthodes développées pour instrumenter les couples en contact dans des essais de frottements. Un premier modèle numérique basé sur les volumes finis a été développé, par un programme sous Fortran, pour estimer la répartition de la température dans le volume géométrique à partir des mesures expérimentales. Par la suite, des corrélations entre les résultats numériques et les résultats d'un modèle d'Archard sont réalisées.

Dans le cinquième chapitre, nous exposons un modèle qui tient compte des conditions de contact pour estimer les cycles de contraintes et de déformations des surfaces au cours des essais ; afin d'évaluer les dégradations comme l'usure, la formation des débris, l'amorçage et la propagation des fissures dans le contact. La modélisation a été réalisée par une programmation sur Matlab, en considérant la solution du problème plan semi-infini donnée par Mc Ewen, avec une pression de contact, statique ou dynamique, limitée à une zone circulaire de rayon  $a$ .

Enfin, le sixième chapitre est réservé au contact entre les différents couples où l'interface est traversée par un courant électrique continu. Nous exposons les résultats relatifs au frottement, l'usure, la température atteinte à l'interface, la résistance électrique de contact et les modifications de surfaces après frottement en se basant sur les observations par Microscopie Electronique à Balayage (MEB). Une étude comparative, entre les différents couples, est faite.

## Nomenclature

F : force tangentielle [N]

P : charge normale [N]

$\mu$  : coefficient de frottement

I : intensité du courant électrique [A]

$F_{\text{affichée}}$  : Force tangentielle donné par le capteur piézo-électrique [N]

G : charge appliquée sur l'extrémité du bras porte charge [N]

$m_i$  : masse initiale de l'échantillon [mg]

$m_f$  : masse finale de l'échantillon [mg]

$\Delta m$  : perte de masse [mg]

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 : taux d'usure [mg/m]

$R_c$  : résistance électrique de contact [ $\Omega$ ]

$U_c$  : différence de potentiel de contact [V]

$A_a$  : surface apparente de contact [m<sup>2</sup>]

$A_r$  : surface réelle de contact [m<sup>2</sup>]

E : module de Young [N/m<sup>2</sup>]

$\rho$  : masse volumique [kg/m<sup>3</sup>]

K : conductivité thermique [w/m.K]

$C_p$  : chaleur spécifique [J/Kg.K]

$T_f$  : température de fusion [°C]

$R_e$  : limite élastique [N/m<sup>2</sup>]

$R_t$  : limite à la rupture [N/m<sup>2</sup>]

$\sigma$  : résistivité électrique [ $\Omega\text{m}$ ]

$\sigma_{\text{ox}}$  : résistivité électrique de l'oxyde [ $\Omega\text{m}$ ]

H: dureté du matériau [N/m<sup>2</sup>]

$H_{\text{ox}}$  : dureté de l'oxyde [N/m<sup>2</sup>]

$\delta$  : déviation standard de la hauteur des pics d'aspérité [m]

$\beta$  : moyenne des rayons de courbure des extrémités des aspérités [m]

$\nu$  : coefficient de Poisson

$\psi$  : indice de plasticité

k : coefficient d'usure

$h$  : profondeur de la piste d'usure [m]  
 $U$  : volume usé [m<sup>3</sup>]  
 $Q_f$  : énergie dissipée par frottement mécanique [J]  
 $a$  : rayon de contact [m]  
 $K_p$  : conductivité thermique du pion [w/m.K]  
 $K_d$  : conductivité thermique du disque [w/m.K]  
 $\tau$  : Contrainte de cisaillement [N/m<sup>2</sup>]  
 $\xi$  : Facteur empirique de pression  
 $Q_s$  : source de chaleur par unité de surface [W/m<sup>2</sup>]  
 $\sigma_s$  : résistivité surfacique [ $\Omega$ .m<sup>2</sup>]  
 $P_0$  : pression maximale [N]  
 $\delta$  : pénétration de l'indenteur [m]  
 $\beta$  : mesurant la différence des propriétés élastiques entre les deux solides  
 $G$  : module élastique de cisaillement [N/m<sup>2</sup>]  
 $\sigma_x$  : contrainte normale dans le direction normale x [MPa]  
 $\sigma_y$  : contrainte normale dans le direction normale y [MPa]  
 $\sigma_z$  : contrainte normale dans le direction normale z [MPa]  
 $\tau_{xy}$  : contrainte tangentielle [MPa]  
 $\sigma_0$  : contrainte équivalente [MPa]  
 $\tau_{max}$  : contrainte maximale de cisaillement [MPa]  
 $\sigma_e$  : contrainte équivalente [MPa]

## CHAPITRE I

### DISPOSITIF EXPERIMENTAL ET TECHNIQUES DE MESURES

#### I.1. INTRODUCTION

Malgré les nombreux efforts des tribologues pour modéliser de façon réaliste les phénomènes liés au frottement de deux corps, la réalisation d'essais au laboratoire permet ; en effet de mettre en évidence l'influence des différents facteurs intervenant lors du frottement en l'occurrence : le type de contact, la charge, la vitesse, l'ambiance, la nature du matériau, l'état de surface...

La stratégie pour le choix d'une méthode d'essai tribologique va dépendre des résultats espérés et définis par le test. Cette stratégie peut commencer par une recherche fondamentale théorique sur les processus physiques impliqués. Ces derniers définissent le test et aboutissent à la mesure expérimentale d'un paramètre tribométrique pour finalement développer un produit ou assurer une qualité. Il est important d'évaluer la validité de la simulation des conditions réelle de service ou les conditions requises pour optimiser des solutions existantes ou à créer.

Parmi les objectifs du présent chapitre est d'étudier l'influence des paramètres charge et vitesse sur le comportement tribologique des couples en contact avec et sans passage du courant électrique.

L'étape préliminaire est donc la mise au point d'un essai type permettant d'obtenir un volume transformé de matière qui soit plus important que dans les contacts, de suivre les modifications surfacique et tribologique au cours de l'essai pour identifier les mécanismes responsables de leur formation. Le dispositif retenu est un tribomètre pion-disque.

#### I.2. DISPOSITIF EXPERIMENTAL

##### I.2.1. Tribomètre

Il s'agit d'un contact pion-disque, dont le principe consiste à créer une résistance au mouvement entre deux pièces. L'usure est alors caractérisée par la quantité de matériau perdue lors de ce frottement. Le tribomètre utilisé se base sur le même principe est présenté sur la figure I.1 et I.2. Le pion est de forme cylindrique de longueur 20 mm et de diamètre 8 mm (Fig. I.3) contient un méplat, qui permet de le fixer dans un trou à l'aide d'une vis de blocage sur un bras de charge en aluminium. Il est chargé contre un disque par des masses de poids variable (Fig. I.2). Le pion est aisément échangé par un autre, ou peut être enlevé pour permettre la mesure de la perte de masse ou du changement dimensionnel dû à l'usure.

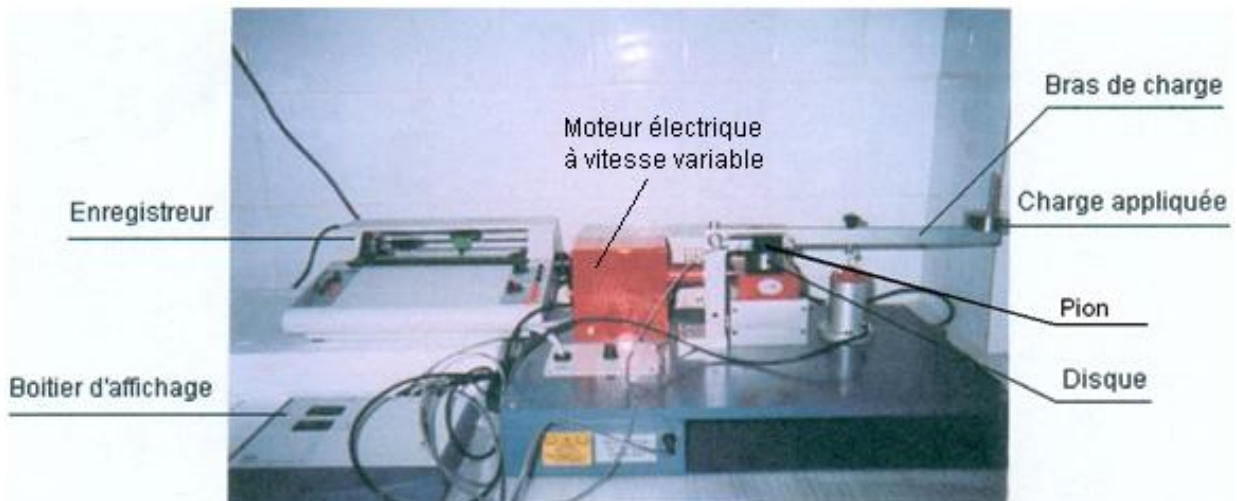


Figure I.1. Dispositif expérimental

Le disque a un diamètre de 100 mm et une épaisseur égale à 15 mm fixé sur un support qui tourne à des vitesses de rotation variables. La transmission de la puissance du moteur électrique au disque se fait à l'aide d'un réducteur de vitesses de rapport 1:20. La variation de la vitesse de rotation est effectuée par un variateur de fréquence, qui permet d'avoir une gamme de vitesses de rotation allant de 10 à 240 tr/mn. Le rayon de la piste de friction étant 0.04 m, la vitesse linéaire  $v = \omega.r$  varie donc entre 0.1 et 1.0 m/s. La force normale  $P$  est transmise au support d'échantillon à l'aide des masses reposant sur l'extrémité du bras de charge.

Le capteur de force retient le bras de charge dans le plan horizontal et ceci enregistre la force de frottement produite dans le contact entre les deux échantillons (Fig. I.2).

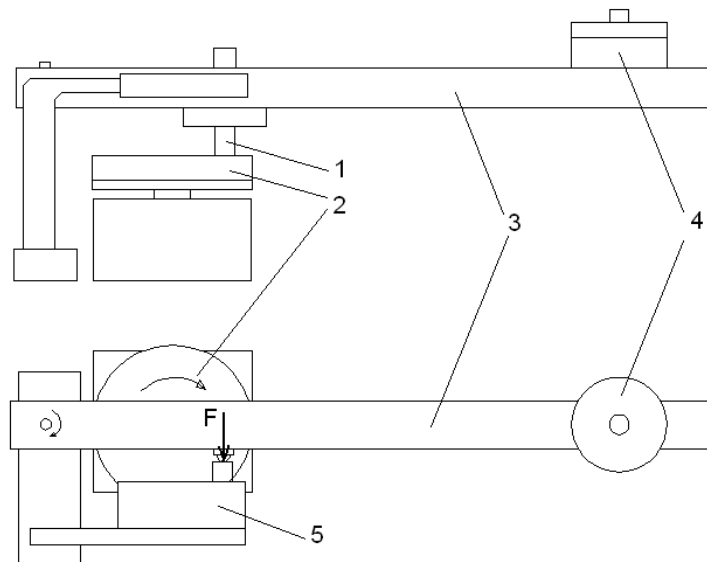


Figure I.2. Dispositif de chargement, 1 Pion, 2 Disque, 3 Bras de charge, 4 Charge appliquée, 5 Capteur piézo-électrique.

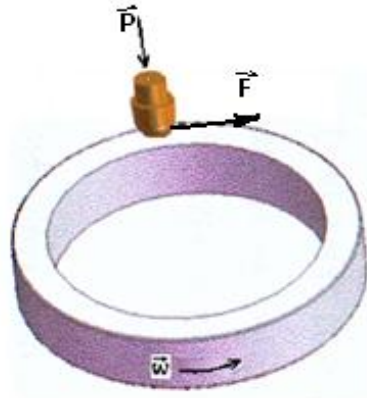


Figure I.3. Contact pion-disque.

### I.2.2. Passage du courant électrique

Pour l'étude de l'influence du courant électrique parcourant l'interface, le tribomètre a été adapté en isolant par le téflon, le pion et le disque du reste du mécanisme, pour que l'échange thermique et électrique soit seulement entre le pion et le disque (Fig. I.4).

L'alimentation du courant est assurée par un générateur de courant continu. Un rhéostat est utilisé pour faire varier l'intensité du courant traversant l'interface. Un ampèremètre est placé avant le pion pour contrôler l'intensité du courant électrique traversant ce dernier.

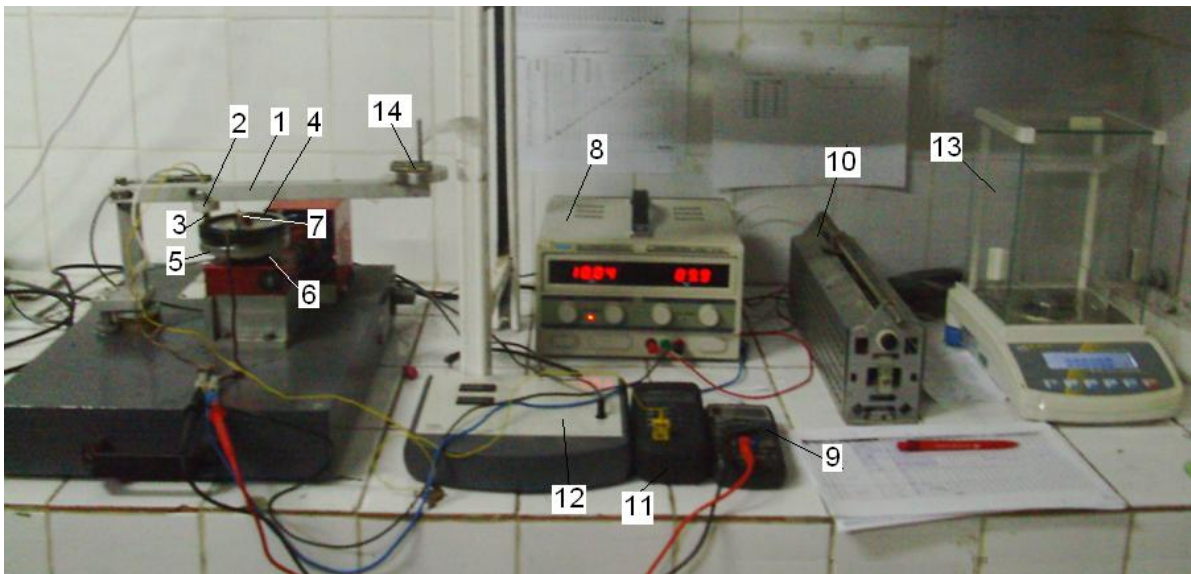


Figure I.4. Vue générale du dispositif expérimental et de la chaîne de mesure, **1** bras, **2** isolant porte-pion en téflon, **3** pion, **4** disque, **5** isolant disque en téflon, **6** arbre du réducteur, **7** contact tournant à Hg, **8** alimentation en courant continu, **9** voltmètre, **10** rhéostat, **11** thermocouple, **12** capteur piézo-électrique, **13** balance de précision, **14** charge normale appliquée.

### I.3. INSTRUMENTATION

Il est nécessaire d'instrumenter le banc d'essai de façon à pouvoir obtenir des mesures du frottement de l'usure de la température de contact et de l'intensité du courant traversant l'interface dynamique.



### I.3.1. Mesure du coefficient de frottement

Le coefficient de frottement est directement obtenu par un système d'acquisition (3D capteur piézo-électrique) (Fig. I.2). Nous obtenons l'évolution de la force de frottement en fonction du temps.

La courbe d'étalonnage (Fig. I.5) est la courbe de correspondance effective entre l'affichage du système d'acquisition de la force tangentielle et les charges réelles appliquées à son extrémité lors de la situation d'étalonnage. Ces courbes sont nécessaires à l'utilisateur qui peut définir quels sont les réglages conduisant à la meilleure exactitude.

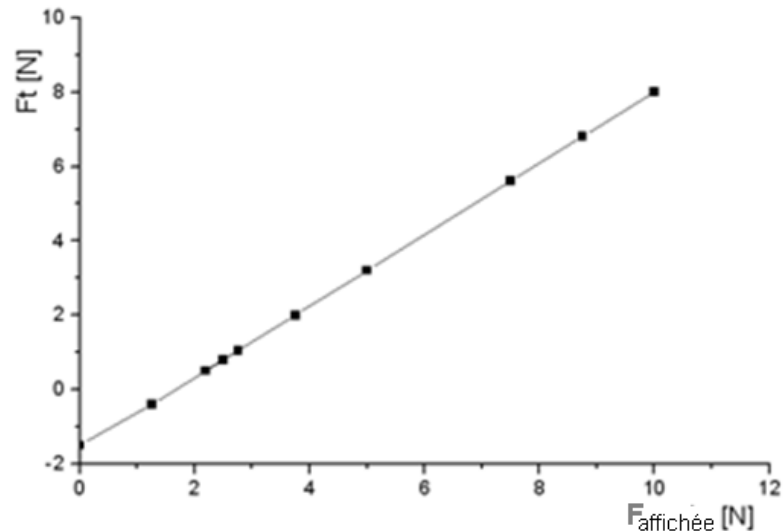


Figure I.5. Courbe d'étalonnage de la force de frottement.

La force tangentielle  $F$  peut être calculée par la relation suivante

$$F = 1,041667 (F_{\text{affichage}} - 0,8) + 2,5$$

Le coefficient de frottement est défini par :  $\mu = F / P$

### I.3.2. Application de la charge normale

Une charge normale  $G$  est appliquée à l'extrémité du bras de charge (Fig. I.2) transmettant la charge normale  $P$  sur le pion. La relation reliant le poids  $G$  et la charge normale réelle  $P$ , en tenant compte de la disposition géométrique de la barre est donnée par la relation:

$$P = 2,3 G$$

### I.3.3. Mesure de l'usure

Comme les dommages causés par l'usure peuvent être de formes différentes, les essais traditionnels permettent d'évaluer la quantité de matière perdue. L'importance même de l'usure va aussi influencer le choix du test. En effet, si l'usure est élevée, la détermination de la variation de volume ou de masse sera un critère suffisant et facile à évaluer et le coût de l'essai sera économique. Par contre, lorsqu'il est nécessaire d'identifier une usure faible, des techniques beaucoup plus sensibles et donc plus coûteuses sont indispensables afin de détecter les variations de masse par minute [1].

L'usure des pions est évaluée par la méthode de pesage, en utilisant une balance de précision

$10^{-5}$  [g]. L'échantillon est pesé avant et après chaque essai.

$$\Delta m = m_i - m_f, m_i \text{ étant la masse initiale et } m_f \text{ la masse après essai.}$$

Le taux d'usure est calculé par la formule :  $W = \Delta m / d$  [mg/m] avec  $d = v.t$ ,  $d$  distance parcourue par le pion.

### **I.3.4. Mesure de la température**

Mesurer une température de surface est une opération délicate, qui nécessite beaucoup de précautions. La connaissance de cette température de surface est néanmoins indispensable à l'étude du transfert thermique entre deux solides en contact dynamique.

Lorsque nous voulons mesurer la température de surface entre deux éléments d'un contact frottant, le problème de l'accessibilité de la surface au thermomètre est souvent critique. De plus, ce dernier ne doit en aucun cas perturber le comportement thermique des surfaces [2].

Les techniques de mesure de températures de surface par couple thermoélectrique ont été souvent employées et sont de deux ordres : les thermocouples noyés sous la surface de frottement et les thermocouples dynamiques.

La première technique de mesure consiste à implanter des thermocouples noyés dans des trous borgnes, sous la surface de frottement des échantillons. Les jonctions sont collées avec un ciment céramique ou un adhésif polymère suivant la température à mesurer. La température enregistrée dépend de la distance d'implantation du thermocouple. Ce type de montage est très simple et donne de bonnes indications pour l'évaluation des températures moyennes sous la surface de frottement mais est limité quant à l'évaluation des températures maximales atteintes en surface.

La seconde technique de mesure met en œuvre un thermocouple dynamique où la jonction faisant office de soudure chaude est formée par les éléments en contact. Initialement développée pour étudier les températures de surface entre outil et pièce lors d'opérations d'usinage, cette technique a été utilisée pour évaluer les températures de surface de différents couples métalliques en contact glissant.

Cette technique par thermocouple dynamique permet de connaître la température à la surface de contact de deux corps et de bien mettre en évidence ses variations rapides. Elle n'est applicable que dans le cas de petits contacts où elle donne une température moyenne.

Une étude paramétrique a alors été menée pour étudier l'influence de différents paramètres sur la distribution de température générée au contact et sur les transformations tribologiques résultantes. Du fait du nombre importants de paramètres influents (vitesse et pression d'application, conditions limites, propriétés des matériaux, dimensions,...), une étude paramétrique complète (variation de chaque paramètre en fonction de la variation des autres paramètres) n'était pas envisageable. Nous avons donc décidé de limiter cette étude à la variation d'un certain nombre de paramètres (propriétés des matériaux, vitesse et pression d'application) en gardant les autres paramètres constants. Le cas de base pour cette étude a donc été le contact entre pion-disque. Différents essais de frottement à sec ont été menés, afin de déterminer les zones d'influences de ces matériaux en fonction de la vitesse de glissement et de la charge normale dans un milieu ambiant (20-23 °C).

Le banc d'essai est équipé de capteurs, pour effectuer le suivi de l'évolution de la température. Les pions sont instrumentés par des thermocouples de type K placés à 2 millimètres derrière la surface de frottement (Fig. I.6). La température relevée n'est pas exactement celle de la surface de contact, mais elle en est un bon indicateur.

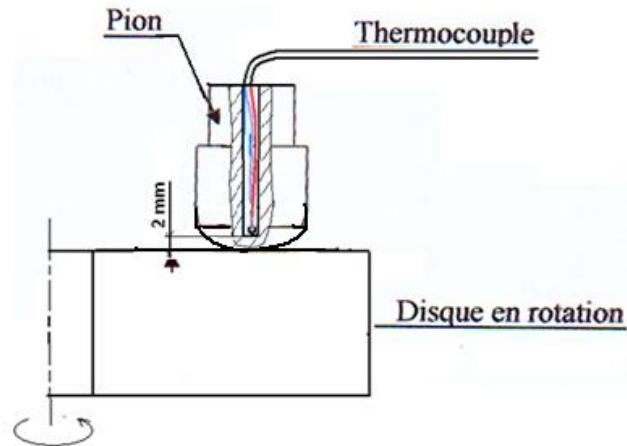


Figure I.6. Méthode expérimentale de mesure de la température.

### I.3.5. Mesure de la résistance électrique de contact

Nous rappelons que lorsque deux surfaces sont en contact, ce dernier est ponctuel et est composé d'un nombre fini d'aspérités qui constituent la surface réelle de contact  $A_r$ , fraction de la surface apparente de contact  $A_a$  [3]. Si les deux surfaces sont appuyées par une charge  $P$ , le nombre d'aspérités en contact augmente et subissent des déformations élastiques et plastique jusqu'à ce que la charge soit supportée [4]. En réalité, il est impossible d'avoir un contact idéal ( $A_r \approx A_a$ ).

Généralement, pour déterminer  $A_r$  nous mesurons la résistance électrique de contact  $R_c$  [2]. Le principe de cette mesure consiste à faire passer un courant continu  $I$ , constant à travers la surface de contact  $A_r$ . La mesure de la différence de potentiel de contact  $V_c$ , à l'aide d'un millivoltmètre permet d'accéder immédiatement à la résistance ohmique  $R_c$  en utilisant la loi d'Ohm :  $V_c = R_c \cdot I$ . L'évolution de  $V_c(t)$  en fonction du temps est enregistrée simultanément avec la force de frottement  $F(t)$ .

Le dispositif de passage du courant électrique est représenté sur la figure I.7. La vis en téflon 3 de fixation du disque avec l'arbre moteur est percée par un trou de 10 mm de profondeur et 5 mm de diamètre. Ce trou est rempli de mercure dans lequel est plongé le fil conducteur du courant  $I$  ; pour éliminer l'effet de centrifugation.

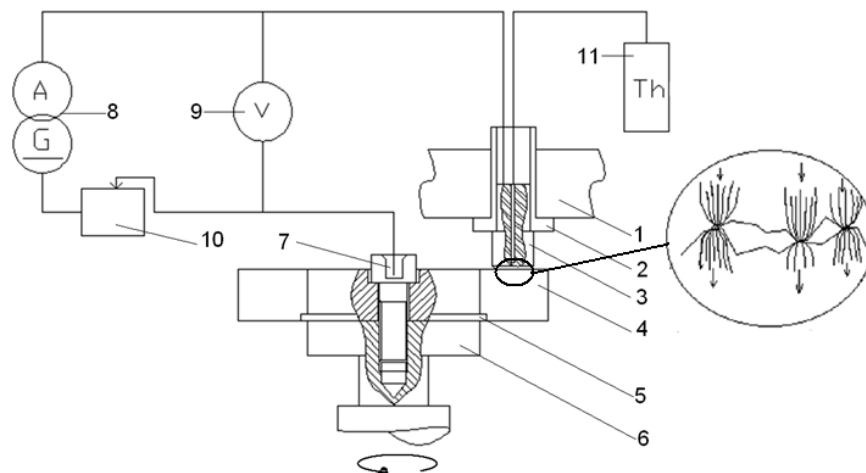


Figure I.7. Chaîne cinématique du tribomètre et de la chaîne de mesure, **1** bras, **2** isolant porteur en téflon, **3** pion, **4** disque, **5** isolant disque en téflon, **6** arbre du réducteur, **7** contact tournant à Hg, **8** alimentation en courant continu, **9** voltmètre, **10** rhéostat, **11** thermocouple.

#### I.4. OBSERVATIONS MICROSCOPIQUES DES SURFACES USEES

Après chaque essai, l'échantillon est observé (tel qu'il est) sans aucune préparation. Ces premières observations permettent de remonter aux conditions réelles de contact.

##### I.4.1 Microscopie optique

Les échantillons sont examinés en lumière réfléchiée polarisée sur un microscope optique. Cette technique permet d'avoir une première idée sur les différences évidentes des pistes qui apparaissent en fonction des conditions de frottement.

##### I.4.2 Microscopie Electronique à Balayage (M.E.B.)

Le M.E.B est un outil indispensable pour l'analyse des surfaces en tribologie, pratiqué sous vide, il permet de décrire la topographie, la cristallographie de la surface et l'analyse qualitative (Fig. I.8).



Figure I.8. Microscopie Electronique à Balayage (M.E.B.).

## I.5. MATERIAUX

### I.5.1. Préparation des échantillons

Le disque en graphite correspond à une garniture mécanique. Nous avons usiné des pions en graphite (issus de la garniture), en bronze et en cuivre (Fig. I.9). Nous avons aussi pris soin d'arrondir les arêtes des pions pour limiter la concentration de contraintes aux extrémités. De plus, pour assurer les mêmes conditions d'essais, le cylindre est poli initialement à l'aide du papier abrasif de grade 2500.

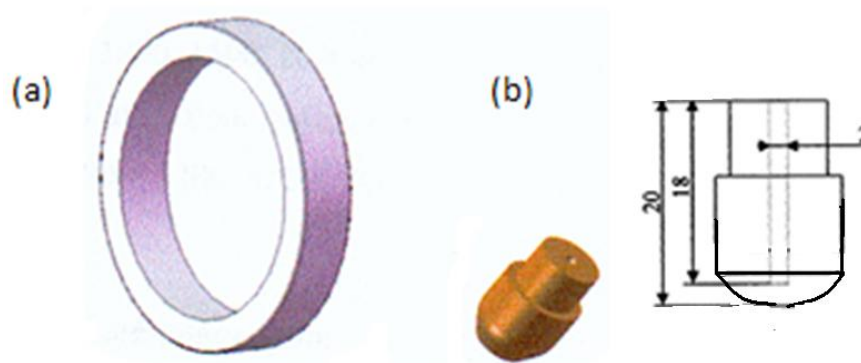


Figure I.9. Échantillons (a) disque et (b) pion.

### I.5.2. Généralités sur les matériaux utilisés

#### I.5.2.1. Caractéristiques

Les matériaux utilisés sont le cuivre pur, le bronze au plomb et le graphite (MY3D). Ce type de graphite est utilisé dans les garnitures mécaniques. Le tableau I.1 donne les caractéristiques mécaniques de ces trois matériaux.

Matériaux Propriétés	Graphite (MY3D)	Cuivre (pure)	Bronze
E [N/m <sup>2</sup> ]	31.10 <sup>9</sup>	124.10 <sup>9</sup>	1.10 <sup>8</sup>
ρ [kg/m <sup>3</sup> ]	2800	8900	8800
K [w/m.K]	21	385.8	127
Cp [J/kg.K]	712	93.1	435
Dureté	75 Shore	56 HV	90 HV
T <sub>f</sub> [°C]	3600	1100	950
ν	0,3	0,33	0,34
Re [Mpa]	-	69	125
Rt [Mpa]	414	220	240
σ [Ω.m]	1,4.10 <sup>-5</sup>	1,72.10 <sup>-3</sup>	6,3.10 <sup>-8</sup>
σ <sub>ox</sub> [Ω.m]	0,000014	4.10 <sup>-3</sup>	0,0084705
H [Pa]	6,2.10 <sup>8</sup>	4.10 <sup>8</sup>	12.10 <sup>8</sup>
H <sub>ox</sub> [Pa]	14.10 <sup>7</sup>	13.10 <sup>8</sup>	-

Tableau I.1. Caractéristiques des matériaux.

### I.5.2.2. Oxydation du cuivre

Le cuivre est un métal difficile à remplacer dans les applications qui conjuguent le glissement et la conductivité électrique et/ou thermique. Meilleur conducteur de l'électricité après l'argent, la raison essentielle de son emploi généralisé dans toute l'industrie de la construction électrique et des composants électroniques.

L'oxydation du cuivre dépend essentiellement de la température où il se trouve porté. En effet pour des températures inférieures à 400°C, l'oxyde cuivreux  $\text{Cu}_2\text{O}$  prédomine (Fig. I.10); de couleur rose et bien accroché au substrat de masse molaire 143,1 g/mol. Sa température de fusion est d'environ 1235°C. Plusieurs étapes peuvent être discernées pour cette oxydation [5]. La première est celle de la nucléation, formation d'un film d'oxyde de quelques nanomètres d'épaisseur. La deuxième étape est la formation d'un film mince d'une épaisseur pouvant atteindre quelques centaines de nanomètres. La couche d'oxyde  $\text{Cu}_2\text{O}$  créée est suffisante pour former un barrage entre le gaz et le cuivre métallique (Fig. I.11). La troisième étape consiste à la croissance d'un film épais. La loi de croissance de l'épaisseur  $x$  de  $\text{Cu}_2\text{O}$  est alors donnée par une loi parabolique :

$$x^2 = x_0^2 + kt$$

$x_0$  est l'épaisseur de quelques centaines de nanomètres, à l'instant  $t = 0$ , à partir de laquelle la loi devient valable et  $k$  est la constante de vitesse de la loi parabolique. Cette constante de vitesse est une fonction croissante de la température et de la pression d' $\text{O}_2$ .

A des températures supérieures à 400 °C, c'est l'oxyde cuivrique  $\text{CuO}$  qui se forme à la surface en couche noire relativement mince [4] de masse molaire 79,55 g/mol est nettement covalent et est stable jusqu'à 1800 °C [6].

La vitesse de chaque réaction d'oxydation est conditionnée par la diffusion des ions à travers les couches d'oxydes. Les deux régimes sont paraboliques et les cinétiques de la formation sont données par [5] :

Pour la réaction de formation de  $\text{Cu}_2\text{O}$ :  $2 \text{Cu} + 1/2 \text{O}_2 \Leftrightarrow \text{Cu}_2\text{O}$ ,

Pour la réaction de formation de  $\text{CuO}$  :  $\text{Cu}_2\text{O} + 1/2 \text{O}_2 \Leftrightarrow 2\text{CuO}$ ,

A partir de ces deux réactions, il ressort que l'oxyde  $\text{CuO}$  se forme toujours par oxydation de l'oxyde  $\text{Cu}_2\text{O}$  et jamais par oxydation du cuivre métallique [7]. Impossibilité de coexistence du cuivre avec ces deux oxydes simultanément.

Dans les conditions normales de pression et de température (Fig. I.11), le cuivre s'oxyde complètement en  $\text{CuO}$ . Si les conditions cinétiques n'intervenaient pas, la pureté du métal et celle de l'atmosphère oxydante jouent un rôle essentiel sur la cinétique de réaction [7].



Figure I.10. Schéma de superposition des couches d'oxyde sur le substrat

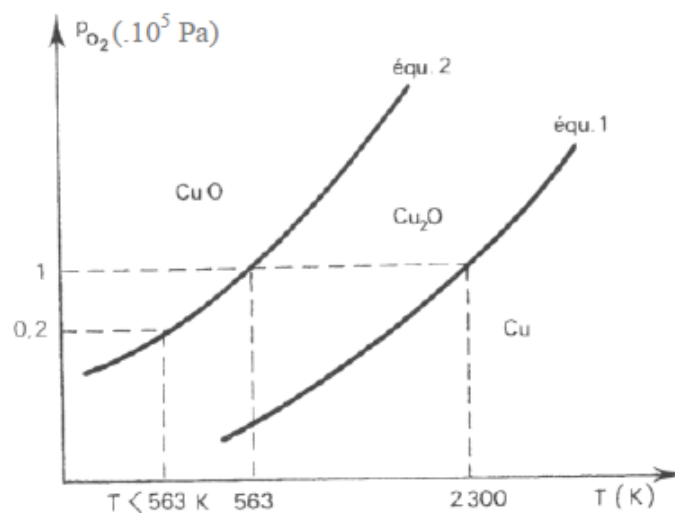


Figure I.11. Domaine de stabilité des oxydes de cuivre dans des conditions ambiante de pression et de température

### I.5.2.3. Bronze

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...).

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.

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  $\text{Cu}_2\text{O}$  à cause de la grande solubilité et diffusivité de l'oxygène dans le cuivre.

La majorité de la couche d'oxyde est formée de  $\text{Cu}_2\text{O}$  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  $\text{Cu}_2\text{O}$  décroît avec l'augmentation de la concentration en plomb.

#### I.5.2.4. Graphite

C'est une des variétés allotropiques du carbone, de densité 2,25. Sa structure est une succession d'empilement de plaques parallèles aux plans d'atomes de carbone arrangés selon un réseau hexagonal régulier pouvant glisser sous un effort très faible (Fig. I.12), liés entre eux par des liaisons covalentes hybridées  $\text{Sp}$ . Il est insoluble dans les solvants usuels et fait preuve d'une grande neutralité chimique sauf avec les oxydants.

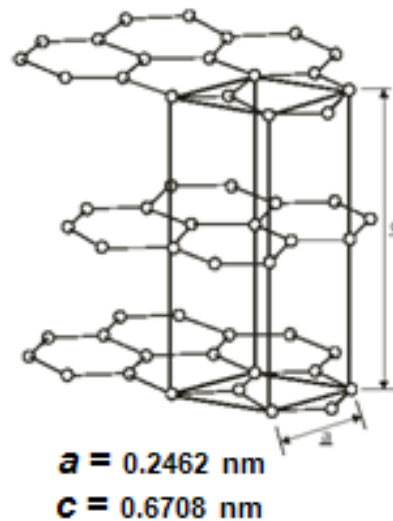


Figure I.12. Graphite hexagonal et sa maille.

Le graphite est utilisable de  $180^\circ\text{C}$  à  $+650^\circ\text{C}$ , et jusqu'à  $750^\circ\text{C}$  en atmosphère neutre, mais il n'est efficace que s'il adsorbe un film de gaz, d'huiles ou surtout d'eau, ses qualités frottantes sont donc diminuées à chaud, sous vide ou dans les milieux anhydres (il tend alors à devenir abrasif).

Ce minéral possède une bonne conductivité thermique mais qui décroît avec la température (Fig. I.13). Le graphite est très conducteur aussi bien de l'électricité que de la chaleur. Le graphite possède une conductivité élevée dans les plans d'atomes de carbone, en raison de l'exceptionnelle mobilité de ces porteurs. La résistivité parallèle aux plans est égale à  $40 \mu\Omega\cdot\text{cm}$  à température ordinaire, soit tout de même plus de 20 fois la résistivité du cuivre [8].

Dans le sens parallèle aux plans, il présente une anisotropie dans ses propriétés électriques et mécaniques à cause de la grande distance interatomique entre les plans, liés faiblement par des liaisons de type Van Der Waals (liaison n) dans l'axe perpendiculaire aux plans [9].



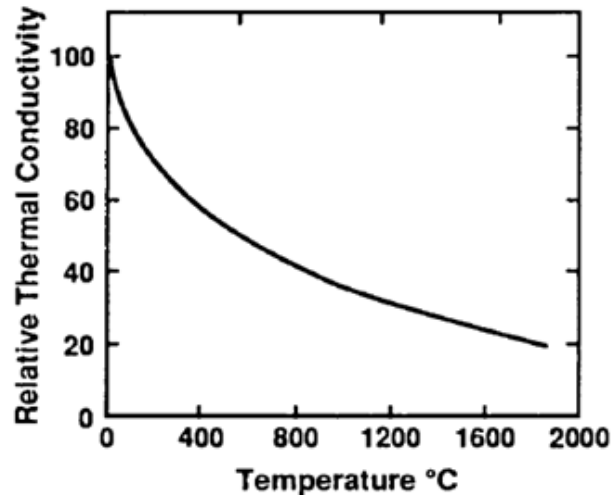


Figure I.13. Conductivité thermique relative du graphite en fonction de la température [10].

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 propriétés chimiques stables [9, 11]. Le graphite, peut être ajouté dans la matrice de Cu pour améliorer la résistance à l'usure.

Le graphite comme lubrifiant solide [12] est largement utilisé en raison du faible coût et la performance excellente de lubrification. Les rôles de lubrification de graphite ont été largement étudiés [13].

En ce qui concerne l'oxydation du graphite, elle produit des espèces gazeuses ( $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{H}_2$ ,...) fonctions du gaz oxydant, et s'accompagne d'une dégradation du matériau. Il se présente sous forme d'une poudre hygroscopique jaune clair de formule  $\text{C}_8\text{O}_2(\text{OH})_2$ . L'oxygène est physisorbé à température ordinaire mais l'oxydation à l'air débute à  $450\text{ °C}$  et varie selon la densité et la pureté du graphite [14]. Aux basses températures, jusqu'aux environs de  $500\text{ °C}$ - $600\text{ °C}$ , 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  $500\text{ °C}$ - $600\text{ °C}$  jusqu'à  $900\text{ °C}$ - $1000\text{ °C}$ , 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  $1000\text{ °C}$ , 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.

## I.6. PROGRAMME D'ESSAIS

### I.6.1. Déroulement des expériences

Afin de comprendre les mécanismes et les phénomènes intervenant dans les contacts secs avec et sans passage du courant électrique des couples glissants bronze-graphite, cuivre-graphite et graphite-graphite ; nous avons effectué des essais en utilisant un tribomètre pion-disque. Nos

essais ont pour objectif de mettre en évidence l'influence des paramètres mécanique, thermique et électrique sur le frottement, l'usure, la résistance électrique de contact et la température moyenne à l'interface.

### **I.6.2. Paramètres mécaniques et électrique**

Différents essais ont été menés en fonction de la vitesse de glissement, la charge normale et l'intensité du courant électrique. Les conditions des essais sont :

La charge appliquée varie par pas de 5 de : 5 à 30 [N]

Vitesses de glissement : 0.1, 0.2, 0.5, 0.8 et 1 [m/s]

Intensité du courant électrique : 1, 2, 4, 6, 8 et 10 [A]

Durée de l'essai : 30 minutes.

## **1.7. CONCLUSION**

Pour répondre à nos exigences expérimentales nous étions obligés d'isoler thermiquement et électriquement le contact pion-disque et le reste des éléments du tribomètre. De plus, nous avons adaptés des dispositifs de mesures appropriés concernant la température et la résistance électrique de contact pour obtenir des résultats plus proches de la réalité. Par ailleurs, nous avons présenté d'une manière succincte les matériaux utilisés, leurs caractéristiques fondamentales, le principe des mesures et le déroulement des expériences.

### **Références bibliographiques (chapitre I)**

- [1] T. Delvigne, Utilisation de la technique d'activation superficielle pour la mesure en continu des phénomènes d'usure, d'érosion et de corrosion, Matériaux et Techniques. vol. 1-2-3, p. 111-114, 1993.
- [2] O. Dalverny et J. Denape ; Evaluation des températures interfaciales en frottement sec ; 14ème Congrès Français de Mécanique ; Toulouse ; 1999.
- [3] C. A. Coulomb, Théorie de machines Simples. Mémoire de mathématique et de Physique de l'académie Royale, Paris, pp. 161-342, 1785.
- [4] 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, INPL, Nancy, France, 1988.
- [5] A. Dubois-Salomon. Chimie de l'état solide. Paris. Ed. Masson, p.250, 1978.
- [6] A. Kelly, Carbone-carbone composite. Encyclopedia of materials science and Engineering, vol. 1, Pergamon Press, 1986.
- [7] 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 de l'INSA de Lyon, 2005.
- [8] J. B exard, et all., Oxydation des métaux, Gauthier-Villars éditeur. Tome I. 490p. Tome II. pp. 578, 1962.
- [9] P. Bernier et S. Lefrant, Le carbone dans tous ses états, Edition Gordon and Breach Science Publishers, 1996.

- [10] A. Legendre, *Le matériau carbone*, édition Eyrolles, p. 15, 1992.
- [11] Gennevilliers, *Graphite, Refractory Material*, Bulletin from Carbone-Lorraine. France.
- [12] C. Baiming and all, *Tribological properties of solid lubricants (graphite, h-BN) for Cu-based P/M friction composites*, *Tribology International*, Elsevier, 41 1145–1152, 2008.
- [13] 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.
- [14] Y. Zhan, G. Zhang. *Friction and wear behavior of copper matrix composites reinforced with SiC and graphite particles*. *Tribol Lett-springer*. pp. 1-8. 2004.

## CHAPITRE II

### FROTTEMENT SEC SANS PASSAGE DU COURANT ELECTRIQUE

#### II.1. INTRODUCTION

Le frottement sec désigne un ensemble de phénomènes et de mécanismes qui intervient en absence de lubrifiant au niveau de l'interface de deux corps en contact. Le contact unilatéral avec frottement est un des problèmes les plus compliqués de la mécanique des solides, car de nombreuses difficultés découlent de la nature souvent très complexe des surfaces réelles mais aussi du régime sévère de déformation qui se produit même, à de faibles niveaux de chargement. En outre, des phénomènes thermiques et physico-chimiques tels que des fusions ou des oxydations s'activent dès la mise en contact des solides et dans certains cas divers contaminants surfaciques peuvent être présents [1].

Le coefficient de frottement est défini implicitement par  $\mu = \text{force de frottement} / \text{force normale}$ . Plusieurs recherches se sont intéressées par la suite à cette théorie et il a été observé que pour les matériaux ductiles, les aspérités se déforment plastiquement, produisant une croissance de l'aire réelle de contact limitée par les contraintes de cisaillement.

Les premières études sur le frottement sont dues à Léonard de Vinci et datent du début du 16<sup>e</sup> siècle, d'Amontons (1699) et Coulomb (1781), le frottement était considéré comme un phénomène de nature exclusivement surfacique. Le modèle des jonctions adhésives, établi en 1950 par Bowden et Tabor [2], représente incontestablement une avancée majeure dans la compréhension des mécanismes du frottement, car il permet d'associer le frottement aux propriétés mécaniques et géométriques des surfaces en contact. C'est d'ailleurs sur la base de cette hypothèse des jonctions adhésives, que Greenwood-Williamson [3] a proposé en 1966 un modèle à aspérités qui, suite aux travaux d'Archard [4], fournit une justification de la proportionnalité entre la force de frottement et la charge normale.

L'interface est d'ailleurs parfois considérée comme un troisième matériau avec des propriétés mécaniques spécifiques. A cette complexité, des mécanismes en jeu s'ajoutent à la difficulté des mesures expérimentales. Ceci explique que, malgré les nombreuses études sur le sujet, le lien entre les mécanismes microscopiques et le comportement macroscopique ne soit pas encore clairement élucidé.

Cependant, l'expérience permet d'établir certains faits concernant ce phénomène ; ils ont conduit à l'élaboration de lois simples connues sous le nom de lois de Coulomb [5]:

- la force de frottement est indépendante de l'aire apparente de contact,
- la force de frottement est proportionnelle à la force qui presse les deux surfaces l'une contre l'autre,
- la force de frottement cinétique est indépendante de la vitesse relative des deux surfaces.

## II.2. IMPORTANCE DU COEFFICIENT DE FROTTEMENT

Le coefficient de frottement est l'expression directe de l'énergie dépensée qui se dissipe sous forme de chaleur. Cette énergie est proportionnelle aux trois facteurs  $P$ ,  $v$  et  $\mu$  correspondant respectivement à la charge, à la vitesse et au coefficient de frottement. Le réseau de contraintes mécaniques superficielles évolue dangereusement avec l'accroissement du coefficient de frottement, sauf, cas particuliers de l'utilisation positive du frottement, par exemple pour accroître les caractéristiques d'adhérence entre deux corps (mécanismes d'entraînement, assemblages frittés...) ou pour absorber de l'énergie (freinage).

## II.3. MECANISMES DE FROTTEMENT

Sous l'effet des sollicitations tribologiques, une surface subit des modifications et endommagements dont les principales formes sont schématisées figure 1. Les endommagements peuvent être décrits simplement en faisant appel à un nombre réduit de phénomènes élémentaires mécaniques, physiques ou chimiques.

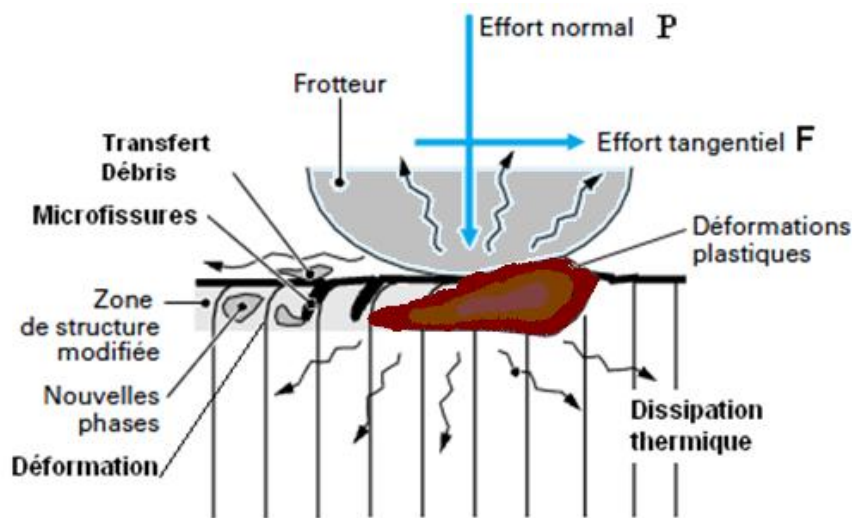


Figure II.1. Endommagement d'un corps frottant.

### II.3.1. Adhérence

Nous savons que lorsque deux surfaces sont absolument pures elles adhèrent l'une contre l'autre dans le vide; il faut une certaine force de traction pour les séparer. L'adhérence des métaux s'explique par la présence d'électrons libres à leur surface qui forment des filiations cristallines (jonctions cohésives) ou qui maintiennent les surfaces par des forces électrostatiques (jonctions adhésives). L'interaction physique regroupe les ions électrostatiques, les liaisons métalliques et les liaisons Van Der Waals. L'interaction chimique résulte des filiations cristallines. Les forces électrostatiques sont produites par un des électrons de valences transférés d'un atome à un autre qui maintiennent les surfaces par des forces électrostatiques [6].

L'adhérence ne se manifeste habituellement pas, il n'est pas nécessaire d'exercer une traction pour séparer deux solides qui ont été pressés modérément l'un contre l'autre, car:

- Johnson [7] a démontré que les jonctions en état de déformation élastique se séparent spontanément lorsque la charge normale diminue; seules les jonctions plastiques peuvent rester liées ;

- les surfaces sont toujours polluées par des oxydes, de la vapeur d'eau adsorbée, par des résidus d'outil et d'huile de coupe. Cette contamination empêche l'adhérence de sorte que ce phénomène ne se produit pas dans l'atmosphère; en revanche, nous l'observons dans le vide, lorsque le métal est tendre et plastifié.

Lorsque les deux surfaces sont en mouvement relatif, les jonctions des aspérités se font et se défont de façon continue et ont une résistance au cisaillement  $\tau$  telle que :

$$\tau = P/Ar \quad (\text{II.1})$$

Le coefficient de frottement peut alors s'exprimer par [8] :

$$\mu = \tau/H \quad (\text{II.2})$$

La valeur de  $\tau$  correspond alors au moins dur des deux matériaux et H représente sa dureté.

### II.3.2. La déformation élastoplastique des aspérités

Contrairement aux prédictions théoriques, le coefficient de frottement est lié à la rugosité initiale des surfaces pendant un certain temps, appelé période de rodage. Ceci s'explique par les déformations élastique et plastique des aspérités dans le sens du mouvement qui résultent du mouvement relatif des deux surfaces rugueuses. J.A. Greenwood & al. [3] ont défini un indice de plasticité  $\psi$  qui est donné par la relation suivante :

$$\psi = \frac{E^*}{H} \sqrt{\frac{\bar{\sigma}}{\beta}} \quad (\text{II.3})$$

où  $E^*$  : module élastique équivalent soit  $E^* = 1 / [(1-\nu_1^2)/E_1 + (1-\nu_2^2)/E_2]$

$$\bar{\sigma} = (\bar{\sigma}_1^2 + \bar{\sigma}_2^2)^{1/2} ;$$

Lorsque  $\psi$  est supérieur à 1, la déformation est plastique alors que s'il est inférieur à 0,6 la déformation est élastique. La surface réelle est alors donnée par les équations suivantes :

$$A_r \approx \frac{3,2 P}{E^* \sqrt{\frac{\bar{\sigma}}{\beta}}} \quad \text{lorsque le contact est élastique,} \quad (\text{II.4})$$

$$A_r = \frac{P}{H} \quad \text{lorsque le contact est plastique.} \quad (\text{II.5})$$

Notons que ces relations ne sont pas valables lorsqu'il y a aussi une force tangentielle et dans ce cas, la surface réelle est plus grande. L'estimation quantitative de ces phénomènes reste malgré tout difficile, car les aspérités doivent être de géométries très simples.

### II.3.3. Labourage

Une aspérité dure chargée par une force normale s'enfonce dans une surface tendre (Fig. II.2(a)). L'application d'une force tangentielle repousse la matière tendre, de sorte que l'aspérité ne porte que sur le flanc opposé à la force (Fig. II.2(b)). L'équilibre statique vertical n'est alors possible que si l'aspérité s'enfonce un peu plus profondément. Au début du glissement, la

matière de la base est repoussée et forme devant l'aspérité le bourrelet frontal (Fig. II.2(c)), l'aspérité remonte au-dessus de sa position initiale. Le volume de matière déformée est plus petit qu'au second stade, de sorte que la force nécessaire pour entretenir le mouvement diminue.

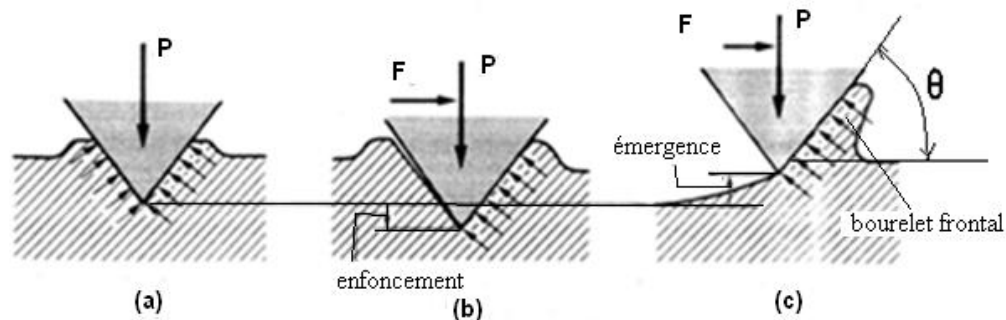


Figure II.2. Début du labourage d'une surface tendre par une aspérité dure: (a) enfoncement statique; (b) premier mouvement par une force tangentielle; (c) émergence au début du glissement.

Le corps portant l'aspérité s'éloigne de l'autre au début du glissement et le nombre d'aspérités en contact diminue. Le contact s'opère par les aspérités les plus grosses qui labourent la surface tendre en creusant de larges sillons (Fig. II.3), des petits morceaux sont arrachés à la surface.

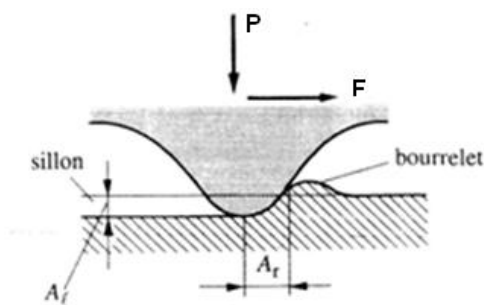


Figure II.3. Sillon de labourage et bourrelet frontal

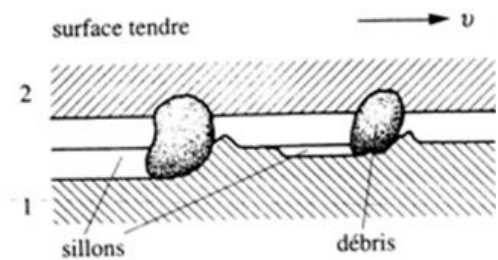


Figure II.4. Labourage par des débris d'usure

Après une certaine distance de glissement, des débris d'usure enfermés entre les corps s'incrusteront dans la surface la plus tendre (Fig. II.4). Ces débris sont souvent très durs parce qu'ils sont formés de matière fortement écrouie et parfois auto trempée, si c'est de l'acier. Ils agissent comme de grosses aspérités et raient la surface opposée [8].

Le coefficient de frottement de labourage dépend du rapport de la résistance au cisaillement de la surface rayée à sa dureté et de l'inclinaison des flancs des aspérités [9].

E. Rabinowicz [10] a montré que lorsque les aspérités sont coniques, la composante du frottement liée au labourage est reliée à la tangente de la pente de l'aspérité telle que :

$$\mu_p = \frac{\tan \theta}{\pi} \quad (\text{II.6})$$

En tenant compte de l'importance de la rainure, donc de la géométrie de l'aspérité, l'auteur [8] a proposé la relation suivante :

$$\mu_p = \frac{2}{\pi} \left\{ (2r/l)^2 \sin^{-1}(w/2r) - [(2r/l)^2 - 1]^{1/2} \right\} \quad (\text{II.7})$$

Avec  $r$  le rayon des particules d'usure et  $l$  la largeur de la rainure.

## II.4. MODELES DE FROTTEMENT

Un modèle de frottement est un modèle mécanique reliant les paramètres qui conditionnent le mécanisme physique du frottement. Les premiers travaux [2, 3,11] mettaient déjà en évidence une relation entre la composante tangentielle de l'action mécanique et sa composante normale. Ces études mettaient aussi en évidence le fait que lors du glissement, la force de frottement est opposée à la vitesse de glissement. Les recherches en tribologie [12-14] ont ensuite montré la dépendance des lois de frottement vis-à-vis des paramètres tels que la température, les matériaux, la vitesse de glissement et la rugosité des surfaces.

### II.4.1. Modèle de Bowden et Tabor

Le modèle proposé par Bowden et Tabor [2] est le premier qui prend en compte l'importance de la plasticité des surfaces en contact, en relation avec des phénomènes d'adhésion (soudages) localisés au niveau des sommets des irrégularités surfaciques. La rugosité surfacique devient alors la cause de fragmentation de l'aire apparente de contact en un grand nombre de microcontacts représentés par des jonctions adhésives individuelles qui se créent entre les aspérités appartenant aux deux surfaces en contact (Fig. II.5).

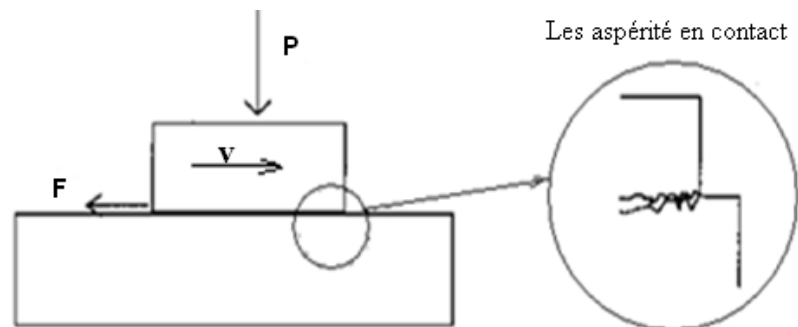


Figure II.5. Fragmentation de l'aire apparente de contact.

Quel que soit le degré de finition et en dépit des apparences macroscopiques, aucune surface réelle n'est parfaitement plane. Son état de surface se caractérise par une certaine rugosité qui est liée aux dimensions des aspérités microscopiques de la surface.

Il est naturel de penser que la pression locale au niveau des microcontacts dépasse la limite élastique du matériau. Pour un matériau plastique idéal, la pression au niveau du contact est saturée à une valeur  $H$ , et les aspérités se déforment alors de façon que :

$$\frac{A_r}{A_a} = \frac{A_r P}{A_a P} = \frac{\text{pression nominale}}{\text{dureté plastique}} = \frac{P}{H} \quad (\text{II.8})$$

D'après Bowden et Tabor [2], la force de frottement représente la force de cisaillement nécessaire pour rompre les jonctions adhésives formées entre les solides en contact. Si  $\tau$  est la contrainte de cisaillement des jonctions, la force de frottement devient :



$$F = \tau A_r \quad (\text{II.9})$$

Cette relation permet de retrouver la proportionnalité d'Amontons-Coulomb, en considérant des aspérités plastifiées.

$$F = \tau A_r = \tau \frac{P}{H} \quad (\text{II.10})$$

Dans la compréhension des mécanismes physiques responsables du phénomène de frottement, l'équation (II.10) est d'une importance majeure car, elle permet d'introduire les caractéristiques mécaniques des surfaces en contact, à savoir  $\tau$  et  $H$ . Elle n'est pas suffisante parce que la proportionnalité qu'elle exprime est obtenue sur la base d'une relation empirique entre l'aire réelle de contact  $A_r$  et la charge normale  $P$ .

Le frottement entre deux surfaces conduit essentiellement à trois processus physiques fondamentaux [11] :

- le cisaillement des microjonctions adhésives,
- le labourage des surfaces par les aspérités,
- le cisaillement d'un film intercalaire entre les aspérités.

Si la pente des aspérités est suffisamment faible, le cisaillement des microjonctions adhésives est le processus dominant. Dans ces conditions le coefficient de frottement  $\mu$  s'écrit :

$$\mu = \frac{Q}{P} = \frac{\tau A_r}{P_r A_r} = \frac{\kappa A_r}{H A_r} = \frac{\kappa}{H} \quad (\text{II.11})$$

$\kappa$  est la contrainte de cisaillement du matériau le plus tendre.

En fait, ce n'est pas toujours le cas, car Bowden et Tabor [2] admettent que la présence d'une couche de contamination entre les aspérités des surfaces limite la contrainte de cisaillement est donc  $\tau < \kappa$ .

Ainsi :  $\tau = f \kappa$ .

Donc, le coefficient de frottement  $\mu$  est :

$$\mu = f \frac{\kappa}{H} \quad (\text{II.12})$$

Avec  $0 < f < 1$ , où  $f$  est un paramètre de contamination.

L'application de la relation  $P = A_r \tau$  est évidente, si nous souhaitons obtenir une force de frottement minimale.

## II.5. RESULTATS EXPERIMENTAUX

Nous présentons les résultats expérimentaux obtenus à partir des essais de frottement effectués pour les couples bronze-graphite, cuivre-graphite et graphite-graphite, sans passage du courant électrique, en faisant varier les paramètres mécaniques.

### II.5.1. Effet du paramètre temps sur le frottement

Les coefficients de frottement enregistrés, des différentes couples, en fonction du temps, pour une charge appliquée de 20 N et une vitesse de glissement de 1 m/s, montrent l'existence de deux régimes : le premier caractérisé par une augmentation brusque (période de rodage), le second est plus ou moins stable (Fig. II.7).

Pour le couple bronze-graphite, le coefficient de frottement se stabilise autour d'une valeur

inférieure à 0,18. Dans le cas du contact cuivre-graphite se stabilise et atteint une valeur quasi stationnaire de 0,19. Le dernier couple graphite-graphite, montre que la courbe de frottement enregistrée est caractérisée d'abord par une étape transitoire plus longue, reliée par un régime stable qui tend à se stabiliser à une valeur du coefficient de frottement de 0,25.

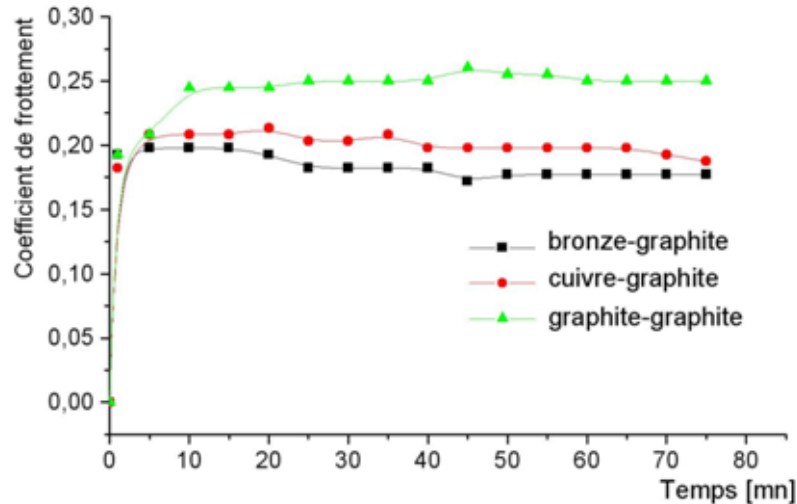


Figure II.7. Evolution du coefficient de frottement en fonction du temps pour les trois couples,  $P = 20 \text{ N}$  et  $v = 1 \text{ m/s}$ .

### II.5.2. Effet de la charge normale sur le coefficient de frottement

La figure II.8 reproduit les enregistrements de la variation des coefficients de frottement en fonction du temps sous différentes charges pour les trois couples. Les coefficients de frottement mesurés sur l'ensemble des essais pour  $P > 5 \text{ N}$  sont très proches, indépendamment de la durée de frottement et restent nettement inférieurs à ceux enregistrés pour  $P = 5 \text{ N}$ .

De la figure II.9, nous remarquons que le coefficient de frottement diminue rapidement entre 5 N et 10 N et montre une diminution modérée jusqu'à la charge 30 N pour tous les couples étudiés. Nous constatons aussi que, dans le cas du couple bronze-graphite le coefficient de frottement tend vers la valeur de  $\mu = 0,17$ . Dans le cas du couple cuivre-graphite,  $\mu$  se stabilise autour de 0,21 et enfin pour le couple graphite-graphite,  $\mu$  est autour de 0,23. Par conséquent, le couple graphite-graphite se comporte moins bien en frottement que les autres couples.

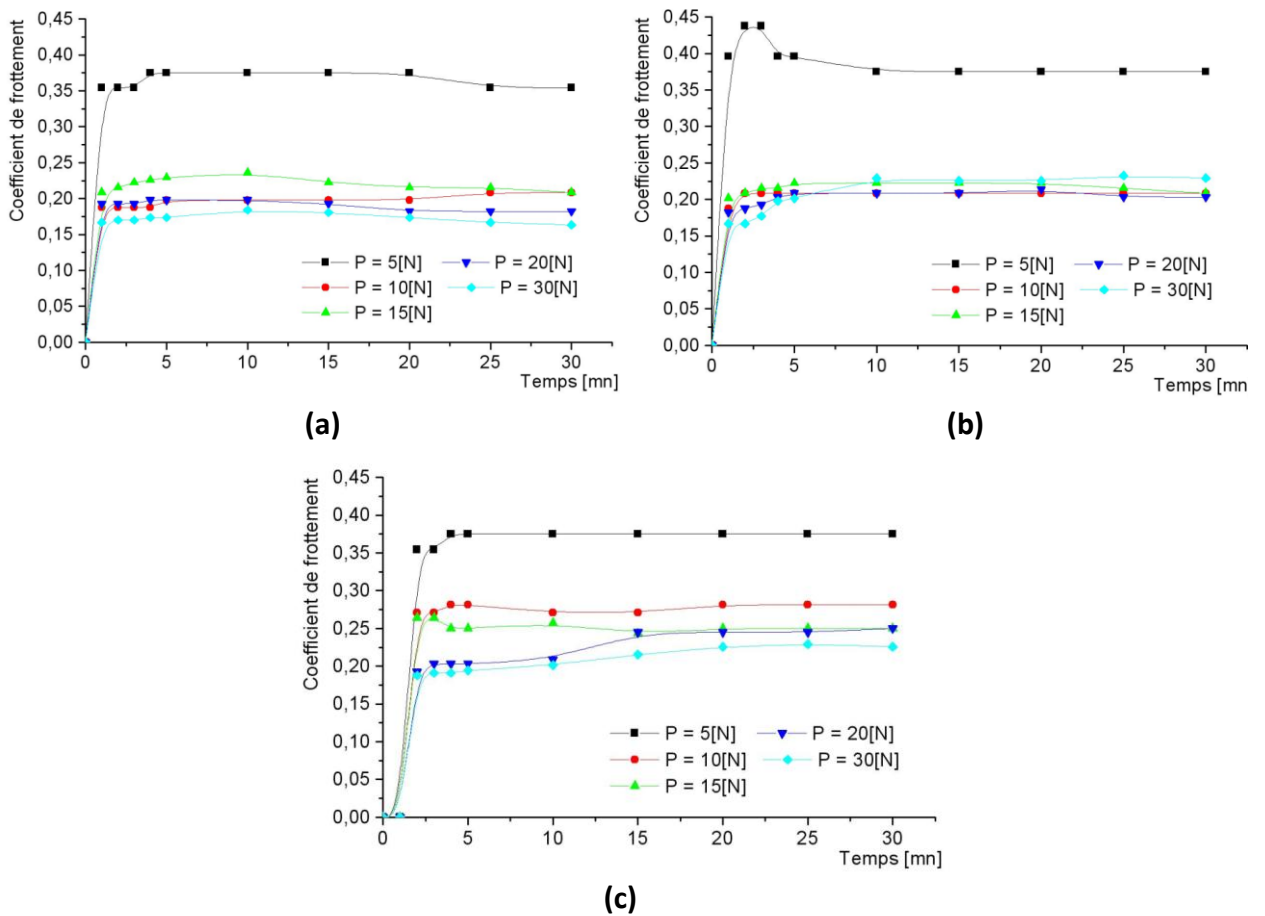


Figure II.8. Evolution du coefficient de frottement en fonction du temps pour différentes charges (a) bronze-graphite (b) cuivre-graphite (c) graphite-graphite.

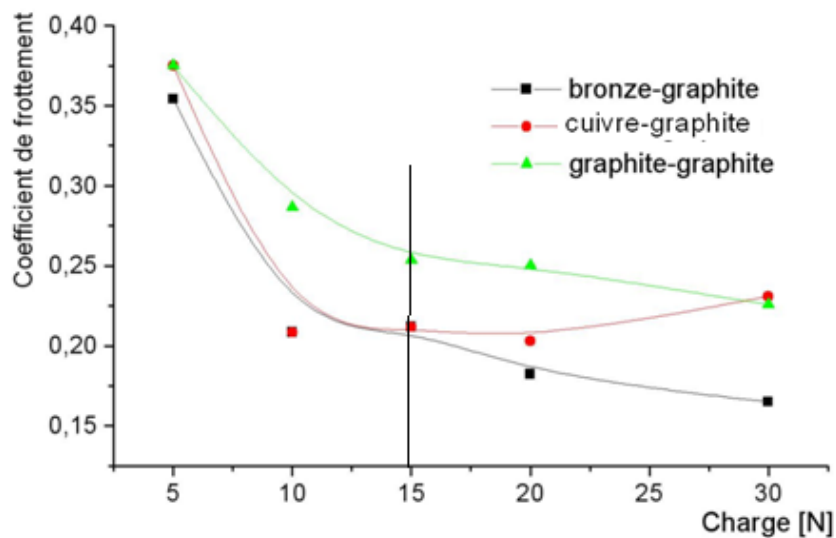


Figure II.9. Evolution du coefficient de frottement en fonction des matériaux frottant contre le disque et de la charge appliquée.

D'une manière générale, l'augmentation de la charge conduit à une réduction significative du coefficient de frottement [12], le pion comprime la matière et l'oblige à s'écouler vers les cotés, sous forme des bourrelets (Fig. II.10), ce qui facilite son déplacement. Au contraire

pour un faible effort, la matière passe d'avantage au-dessous du pion. Ce phénomène peut être expliqué aussi par l'effet de l'érouissage de la pièce qui empêche le phénomène d'adhésion pour les hautes valeurs d'efforts [13]. En effet plus la pression de contact est grande plus le contact sera parfait. Par conséquent, au lieu d'avoir le frottement entre les aspérités dans le cas des faibles pressions, il devient un frottement parfait dans le cas des grandes pressions. De plus, les phénomènes liés à la déformation plastique (Fig. II.11) augmentent avec la pression de contact [14].

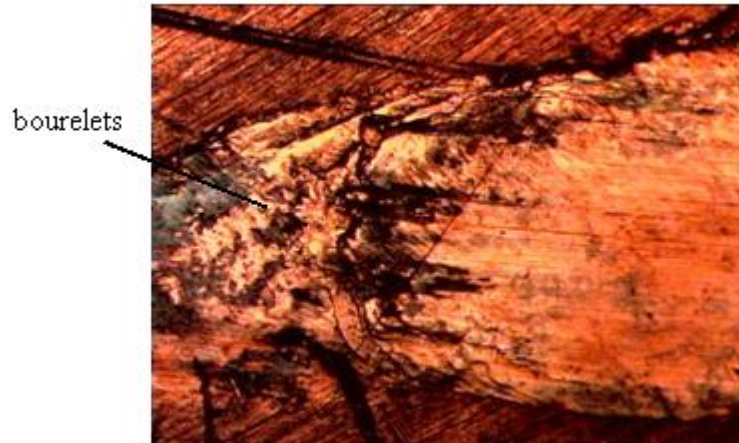


Figure II.10. Image obtenue par microscope optique de la surface usée du pion dans un contact cuivre-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ).

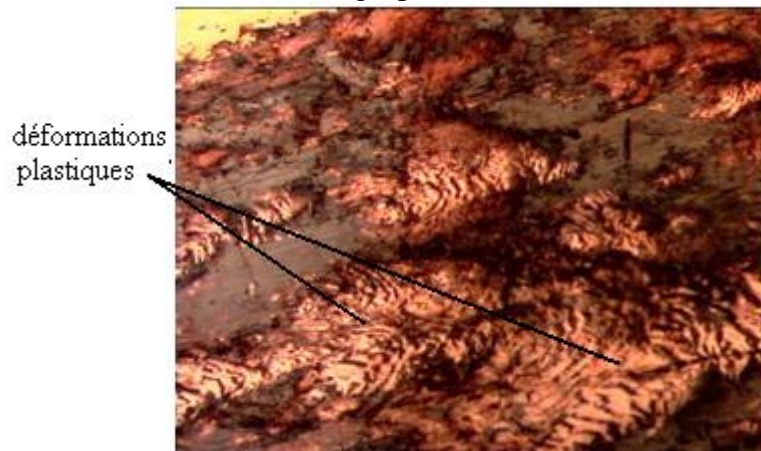


Figure II.11. Image obtenue par microscope optique de la surface usée du pion dans un contact bronze-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ).

### II.5.3. Effet de la vitesse sur le coefficient de frottement

Les courbes de frottement (Fig. II.12) se ressemblent; dans le cas des trois couples. L'examen des secondes étapes de l'ensemble des essais effectués ne montre pas de relation directe entre l'augmentation de la vitesse de glissement et l'évolution du coefficient de frottement en régime de frottement stable.

Le frottement entre le bronze et le graphite se stabilise autour des valeurs moyennes mesurées sur les pions entre 0,18 et de 0,23. Dans le cas du couple cuivre-graphite, les valeurs moyennes mesurées du coefficient de frottement se stabilisent entre 0,19 et 0,23.

Pour le dernier couple graphite-graphite, la distance parcourue avant d'atteindre le régime de frottement stable est plus importante que les deux cas précédents. Le coefficient de frottement se stabilise entre 0,25 et 0,31.

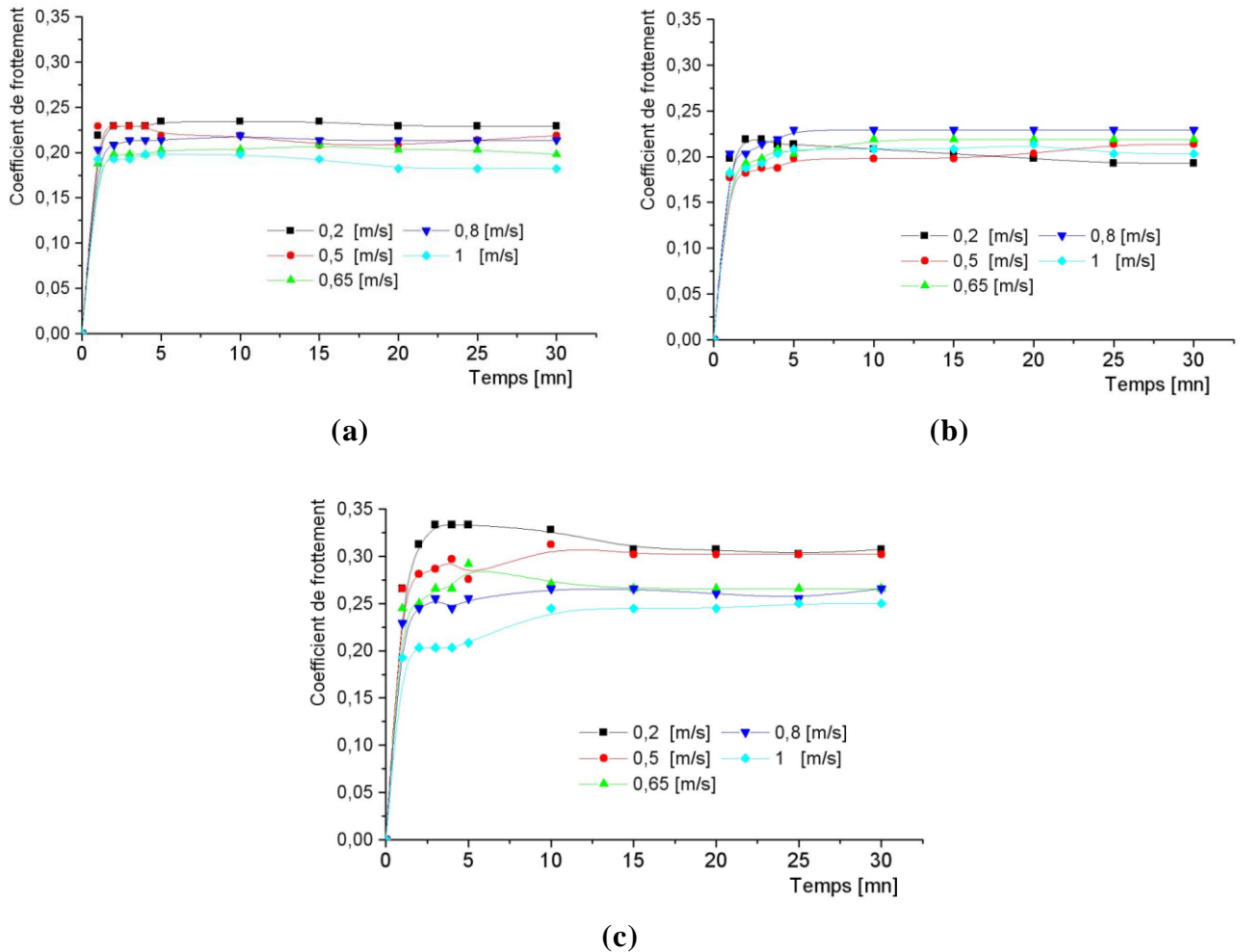


Figure II.12. Evolution du coefficient de frottement en fonction du temps pour différentes vitesses (a) bronze-graphite (b) cuivre-graphite (c) graphite-graphite.

Les courbes de la figure II.13 montre que la vitesse n'a pas d'influence significative sur le coefficient de frottement. Nous expliquons cela, que pour des faibles vitesses ( $v < 2$  m/s) se forment des particules arrondies qui favorisent le mouvement entre les deux corps [10] et par conséquent la variation du coefficient de frottement reste faible. En effet, pour les couples graphite-graphite et bronze-graphite, le coefficient de frottement diminue légèrement de 0,30 à 0,25, pour le couple graphite-graphite et de 0,23 à 0,18 pour le couple bronze-graphite. Le couple cuivre-graphite reste presque inchangé est varié de 0,19 à 0,20. Ces résultats montrent que le coefficient de frottement est peu sensible à la variation de la vitesse de glissement.

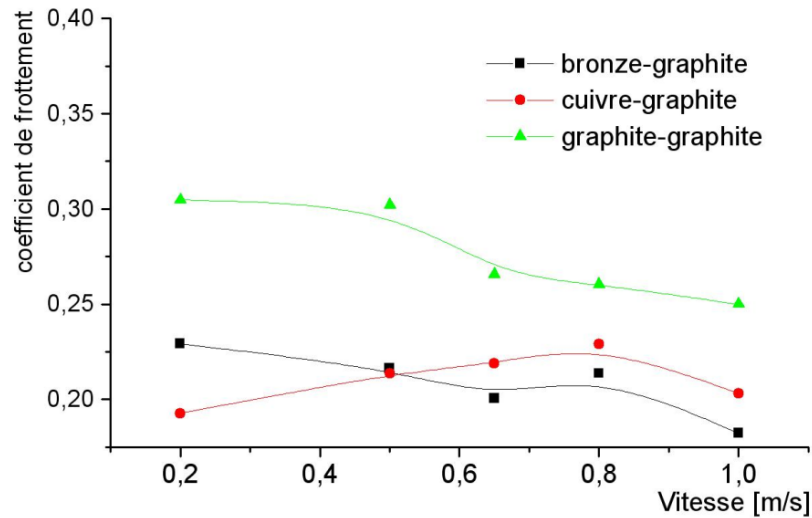


Figure II.13. Evolution du coefficient de frottement en fonction des matériaux frottants contre le disque et de la vitesse de glissement.

## II.6. MODELISATION DU COEFFICIENT DU FROTTEMENT

La construction du modèle théorique passe tout d'abord par l'analyse des résultats recherchés. Le modèle théorique doit répondre à certains critères de validation avant que nous puissions utiliser ses résultats dans le modèle de frottement. Il faudra alors vérifier la pertinence du modèle vis-à-vis des résultats expérimentaux pour construire une simulation proche de la réalité.

Le modèle proposé par Bowden et Tabor (Eqs. (II.11) et (II.12)) est le premier qui prend en compte l'importance de la plasticité des surfaces en contact, en relation avec des phénomènes d'adhésion (soudages) localisés au niveau des sommets des irrégularités surfaciques.

Dans notre cas, nous avons calculé le coefficient de frottement par l'équation suivante [2] :

$$\mu_{th} = \frac{1,5 \tau_{max} A_r}{P} \quad (II.13)$$

Avec  $\tau_{max}$  est la contrainte maximale de cisaillement.

$$A_r = \pi a^2 \quad (II.14)$$

Avec  $a$  est le rayon de contact donné par :

$$a = \left( \frac{3PR}{4E^*} \right)^{1/3} \quad (II.15)$$

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

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (II.16)$$

$\tau_{max}$  est calculée dans le chapitre V.

P [N]	Graphite-graphite				Cuivre-graphite				Bronze-graphite			
	$\tau_{\max}$ [MPa]	$A_r$ [mm <sup>2</sup> ]	$\mu$	$\mu_{th}$	$\tau_{\max}$ [MPa]	$A_r$ [mm <sup>2</sup> ]	$\mu$	$\mu_{th}$	$\tau_{\max}$ [MPa]	$A_r$ [mm <sup>2</sup> ]	$\mu$	$\mu_{th}$
5	30,23	0,029	0,375	0,262	35,42	0,021	0,375	0,224	35,49	0,021	0,354	0,225
10	38,69	0,046	0,286	0,266	35,02	0,034	0,208	0,176	34,67	0,034	0,208	0,174
15	46,01	0,060	0,253	0,276	46,63	0,044	0,211	0,205	46,02	0,044	0,211	0,202
20	55,10	0,073	0,250	0,300	54,58	0,053	0,203	0,218	49,54	0,053	0,182	0,197
30	66,05	0,095	0,225	0,315	78,49	0,070	0,230	0,273	59,58	0,070	0,165	0,207

Tableau II.1. Comparaison des coefficients de frottements, théoriques et expérimentaux, en fonction de la charge appliquée.

### - contact bronze-graphite

La figure II.14 montre la comparaison des résultats théoriques et expérimentaux. Nous notons que l'écart entre les deux courbes expérimentale et théorique diminue avec l'augmentation de la charge en particulier à partir de 10 N où l'erreur relative se situe entre 3 % et 16%. Nous remarquons aussi, que la courbe expérimentale est en dessus de celle théorique et suit la même allure.

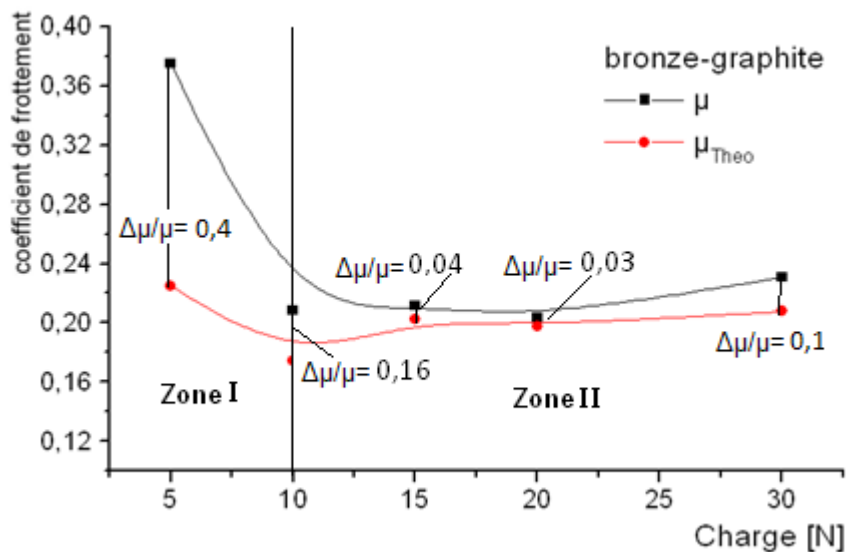


Figure II.14. Confrontation des modèles théorique et expérimental du couple bronze-graphite en fonction de la charge, pour  $V = 1$  m/s.

### - contact graphite-graphite

De la figure II.15, pour une charge comprise entre 10 N et 20 N, l'erreur relative se situe entre 7% et 16%. Nous remarquons que les deux courbes se concourent à la valeur de  $P = 12$  N.

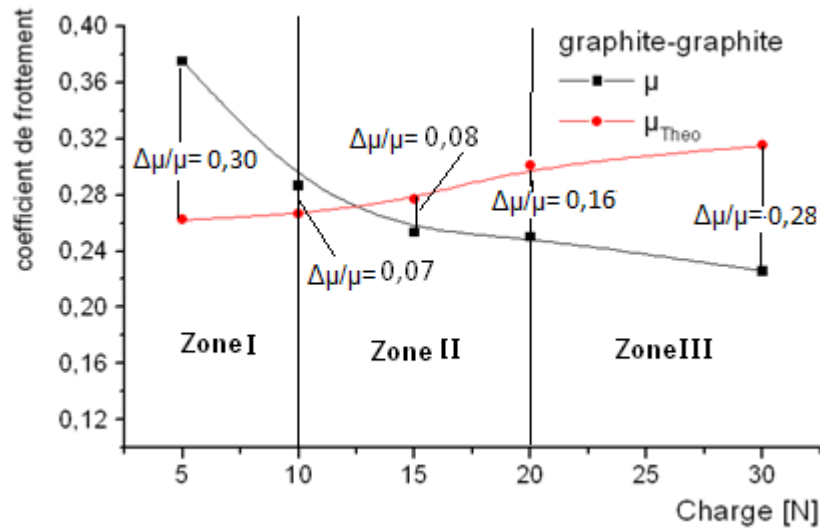


Figure II.15. Confrontation des modèles théorique et expérimental du couple graphite-graphite en fonction de la charge pour  $V = 1$  m/s.

#### - contact cuivre-graphite

Dans le cas du contact cuivre-graphite (Fig. II.16), pour une charge supérieure à 10 N, l'erreur relative se situe entre 3% et 15% et les deux courbes se croisent à la valeur de  $P = 16$  N.

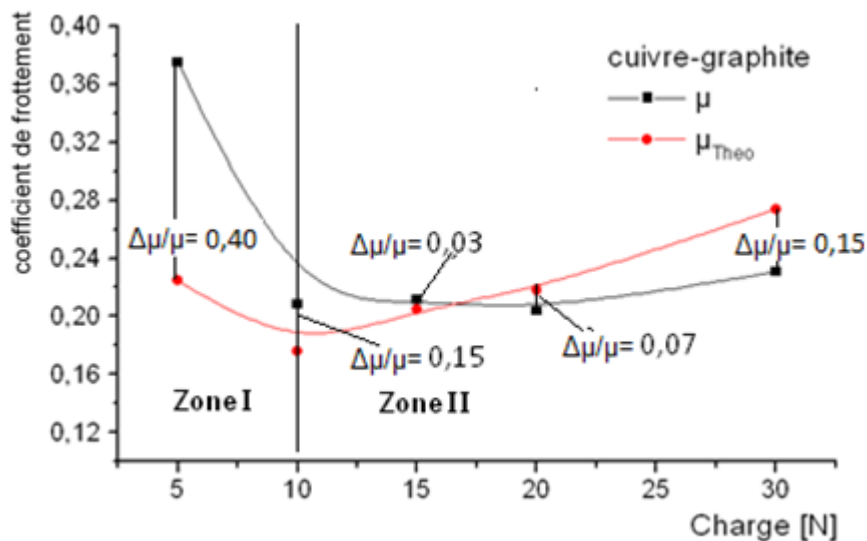


Figure II.16. Confrontation des modèles théorique et expérimental du couple cuivre-graphite en fonction de la charge pour  $V = 1$  m/s.

## II.7. CONCLUSION

Les résultats obtenus montrent que le tribomètre permet de reproduire correctement le comportement observé, et en particulier :

- l'application d'une charge normale  $P$  a une influence significative sur le coefficient de frottement des pions en cuivre et, à un degré moindre de ceux en bronze. En revanche, leur effet demeure faible pour les pions en graphite ;



- les tests effectués dans les mêmes conditions, montrent que le coefficient de frottement est peu sensible à la variation de la vitesse de glissement  $v$  par rapport à  $P$  ;
- le matériau frottant contre le disque en graphite a un effet important sur le comportement en frottement, tant que les couples qui donnent les meilleurs résultats tribologiques sont ceux des contacts bronze-graphite et ce, quelque soient les valeurs des paramètres  $P$  et  $v$ .

Le couple graphite-graphite donne le frottement le plus élevé, suivi de celui du couple cuivre-graphite. Alors que le frottement le moins important est donné par le couple bronze-graphite. Tout en sachant que la différence entre les valeurs des coefficients de frottement des différents couples est faible.

La confrontation des résultats expérimentaux et théoriques, du modèle de détermination du coefficient de frottement, montre que le modèle est optimiste pour les charges supérieures à 10 N et l'incertitude relative varie selon le couple de 3 à 28%. Il semble bien que l'influence de la vitesse n'est pas prise en compte ; vu que le coefficient de frottement n'enregistre pas de grandes variations.

### Références bibliographiques (chapitre II)

- [1] J.R. Barber, Bounds on the electrical resistance between contacting elastic rough bodies, Proc. R. Soc. Lond. A pp.459, 53-66. 2003.
- [2] E. P. Bowden and D. Tabor, The friction and lubrication of solids I, Clarendon Press, Oxford. 1950.
- [3] J.A Greenwood, J.B.P Williamson, Contact of nominally flat surfaces, Proc. R. Soc. Lond. A 295, pp.300-319. 1966.
- [4] J.F Archard, Elastic deformation and the laws of friction, Proc. R. Soc. Lond. A 243, pp.190-205. 1957.
- [5] C. A. Coulomb, Théorie de machines Simples. Mémoire de mathématique et de Physique de l'académie Royale, Paris, pp. 161-342, 1785.
- [6] B. Bushan, Tribology and mechanics of magnetic storage devices, Springer Verlag. 1990.
- [7] R. C. Jonson, Optimum Design of Mechanical Elements, 2 ed., John Wiley and Sons, New York 1980.
- [8] B. Bhushan and B.K. Gupta, Handbook of Tribology Materials. Coatings and Surface Treatments, McGraw-Hill, United States, 1991.
- [9] H. J. Mathieu, E. B. Rene, Analyse et technique des surfaces, Presse polytechnique Lausanne, première édition 2003.
- [10] E. Rabinowicz, Friction and Wear of Materials, 2 Edition, Wiley, New-York., pp. 3 15, 1995.
- [11] E. P. Bowden and D. Tabor, The friction and lubrication of solids I, Clarendon Press, Oxford. 1950.

- [12] M. Meiller. Etude Expérimentale du frottement outil/pièce en coupe orthogonale. PhD thesis, ENSAM Cluny, 2002.
- [13] N. T. Trinh, la Modélisation du Comportement Thermomécanique et Métallurgique des Aciers Application au procédé de soudage et de traitements thermiques, thèse Doctorat de l'école polytechnique ParisTech, 2008.
- [14] F. Zemzemi, Caractérisation de modèles de frottement aux interfaces Pièce-outil-copeau en usinage application au cas de l'usinage des aciers et de l'inconel 718, Thèse Doctorat de l'École Centrale de Lyon, 2007.

## CHAPITRE III

### USURE DES COUPLES DE FROTTEMENT SEC SANS PASSAGE DU COURANT ELECTRIQUE

#### III.1. INTRODUCTION

L'usure est générée par plusieurs mécanismes physiques, électriques, chimiques ou mécaniques indépendants ou non. En fait, l'usure est considérée comme un phénomène global très difficile à décrire du point de vue quantitatif. Il en résulte que les différentes approches théoriques sont faites à partir d'hypothèses simplificatrices tendant à dissocier les processus mis en jeu pour mieux les appréhender. Elle ne varie généralement pas de manière progressive en fonction des paramètres comme la vitesse, la température ou le temps [1]. Si certaines formes d'usure sont relativement régulières, d'autres au contraire connaissent des sauts très brutaux, lorsque certaines valeurs critiques sont franchies [2].

L'usure est généralement combattue à cause de ses effets négatifs, mais elle présente aussi des aspects favorables. L'affûtage d'un outil, la finition d'une surface par rectification, le freinage, l'écriture de la craie sur le tableau ou du crayon sur le papier sont des exemples d'usures utiles.

Il arrive que nous provoquions exprès certaines formes d'usure pour lutter contre d'autres formes qui seraient beaucoup plus dévastatrices. Quand il est bien conduit, le rodage d'un mécanisme, provoque des usures qui se révéleront protectrices [3].

La plupart du temps, l'usure globale d'un mécanisme est due à plusieurs processus qui agissent simultanément, plus rarement à un processus bien défini et identifiable. Dans les premiers instants du frottement, ce sont les écrans superficiels qui subissent l'ensemble des mécanismes inhérents au frottement (effets thermiques, mécaniques ou chimiques) [4].

L'évolution de la perte de matière d'un organe mécanique en fonction du temps présente généralement trois phases distinctes [1].

- rodage : est une phase d'adaptation des surfaces souvent caractérisée par une usure rapide avec une vitesse d'usure régulièrement décroissante ;
- marche normale : correspond à l'utilisation normale de l'organe mécanique. La perte de matière est faible, régulière et fonction sensiblement linéaire du temps ;
- vieillissement : traduit la mise hors service du composant due à une usure exagérée qui tend à modifier les conditions nominales de fonctionnement (jeux exagérés, lubrification inefficace, efforts élevés et endommagement des surfaces). La quantification de l'usure fait appel à des lois empiriques [5-7].

## III.2. MECANISMES D'USURE

Une liste non exhaustive de mécanismes d'usure peut être dressée. Ces phénomènes, repérés dans des cas différents de contacts, peuvent en théorie s'appliquer tous en même temps, certains étant prépondérants par rapport à d'autres en fonction des conditions imposées [8].

### III.2.1. Usure abrasive

Elle se caractérise par la présence dans le contact d'un état de surface rugueux ou par pénétration dans le matériau le plus tendre de particules dures provenant des débris d'usure du contact ou lié à la pollution du milieu. Ce mécanisme de dégradation qui fait intervenir dans les premiers instants uniquement les corps antagonistes, devient rapidement une usure à trois corps [9,10].

Des auteurs [11,12] distinguent l'usure abrasive à deux corps provoquée par des particules dures piégées sur la surface antagoniste de l'usure abrasive à trois corps qui est souvent moins importante et où les particules dures sont libres de rouler ou glisser entre les deux corps (Fig. III.1).



Figure III.1. Représentation schématique de l'usure abrasive à 2 corps et à 3 corps [13].

Cette forme d'usure se manifeste par des polissages, des griffures, des micro-labourages, des arrachements de particules. Le micro-labourage (ou micro-usinage) se manifeste par des rayures à la surface du matériau le plus tendre sans arrachement de matière mais provoquant sur les bords du sillon une déformation plastique.

Les aspérités ou particules dures peuvent être assimilées à des microoutils dont l'angle de coupe peut être positif ou négatif. Elles provoquent le déplacement de matière par cisaillement et formation de microcopeaux ou par déformation plastique. Ayel [14] a illustré ces deux actions par le schéma présenté sur la figure III.2.



Figure III.2. Mécanisme de l'abrasion: (a) abrasion par effet de coupe; (b) abrasion par déformation.

De nombreux paramètres influent sur l'intensité de l'usure abrasive [1]:

- dimension et morphologie de l'abrasif: l'intensité de l'usure abrasive croît avec la taille des particules. Une particule possédant des angles aigus aura un effet de coupe plus marqué. Des particules arrondies déformeront davantage le métal ;
- nature, dureté, quantité d'abrasif impliquée dans le contact ;
- charge appliquant les grains abrasifs sur la surface ;
- nature, structure et dureté du matériau subissant l'abrasion ; Il existait un rapport entre la dureté du métal et celle de l'abrasif  $HM/HA = 0,6$ . Un rapport supérieur à cette valeur induit à un taux d'abrasion faible [15] ;
- vitesse des particules: à basse vitesse ( $V < 1$  ou  $2$  m/s) avec des particules arrondies, l'usure est produite, préférentiellement, par déplacement de matière par déformation. Lorsque la vitesse croît, l'usure a tendance à croître. Rabinovicz [16] attribue ce fait aux pertes de propriétés mécaniques des matériaux avec l'échauffement. Au-delà d'une vitesse critique de déformation, l'enlèvement de matière par effet de coupe devient prépondérant et nous observons l'apparition d'un copeau quelle que soit la forme de la particule.

### III.2.1.1. Modélisation de l'usure abrasive

Nous pouvons analyser un modèle simple d'usure par abrasion [17], en considérant un processus de microcoupure réalisé par une aspérité conique d'une surface dure dans la surface plus faible d'un second corps (Fig. III.3). Le sommet de la rugosité de la surface du corps (1) du couple de frottement pénètre dans la surface du matériau (2) de ce couple de dureté HB.

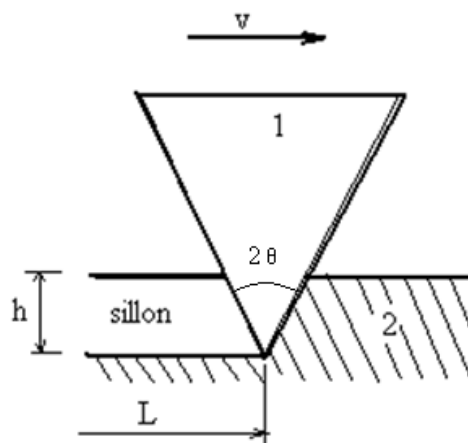


Figure III.3. Couple cône (dur)-surface plus tendre.

Les éléments géométriques du modèle présenté dans la figure III.3 sont:

- la profondeur  $h$  de pénétration de la pointe conique des aspérités dans la surface plus faible,
- le demi-angle  $\theta$  de la pointe du cône,
- la distance  $L$  parcourue lors du mouvement relatif.

Nous déduisons que:

$$h = \frac{r}{tg\theta} \text{ [mm]} \quad (\text{III.1})$$

Le volume de matériel enlevé par abrasion est:

$$\Delta U = \frac{2rh}{2} d = rhd = \frac{r^2 d}{tg\theta} \text{ [mm}^3\text{]} \quad (\text{III.2})$$

Il y a usure entre le corps (1) et les n sommets supposés identiques du corps (2); le volume de matériel enlevé par abrasion est donc :

$$U = \frac{r^2 d}{tg\theta} \text{ [mm}^3\text{]} \quad (\text{III.3})$$

En considérant que la rugosité provoque une déformation plastique de la surface du corps (2) (la pression de contact étant égale à la dureté HB) nous déduisons:

- pour un sommet:

$$P_i = \frac{\pi r^2}{2} HB \text{ [N]} \quad (\text{III.4})$$

où le rapport  $\frac{\pi r^2}{2}$  représente la projection sur le plan horizontal de l'aire de contact;

- pour les n sommets, la relation (III.4) devient:

$$P = nP_i = \frac{\pi r^2}{2} HB \text{ [N]} \quad (\text{III.5})$$

Nous éliminons r en combinant les relations (III.3) et (III.5) nous obtenons:

$$U = \frac{2}{\pi tg\theta} \frac{Pd}{HB} \text{ [mm}^3\text{]} \quad (\text{III.6})$$

Si nous considérons qu'une partie des aspérités du corps plus dur, représentée par une fraction k de la surface, réalise la micro-coupure de la surface du corps le plus tendre, il en résulte:

$$U = \frac{2}{\pi tg\theta} k \frac{PL}{HB} \text{ [mm}^3\text{]} \quad (\text{III.7})$$

Nous notons :

$$\frac{2}{\pi tg\theta} k = k^* \quad (\text{III.8})$$

Nous obtenons alors :

$$U = k^* \frac{Pd}{HB} \text{ [mm}^3\text{]} \quad (\text{III.9})$$

C'est une relation analogue à celle déduite dans le cas de l'usure par adhésion, où k est le coefficient d'usure.

Ils existent deux conditions pour produire l'usure d'abrasion avec deux corps [17]:

- l'une des deux surfaces doit être plus dure que l'autre,
- les aspérités de la surface plus dure doivent être pointues c'est à dire que tgθ doit prendre des valeurs réduites.

### III.2.2. Usure adhésive

Selon le schéma classique de Bowden et Tabor [18], l'usure adhésive se caractérise par des jonctions interfaciales qui s'établissent entre les aspérités des surfaces en contact. Ces aspérités sont soumises à des contraintes locales élevées et subissent des déformations élastiques et plastiques qui provoquent un rapprochement des atomes et la création de liaisons interfaciales (Fig. III.4).

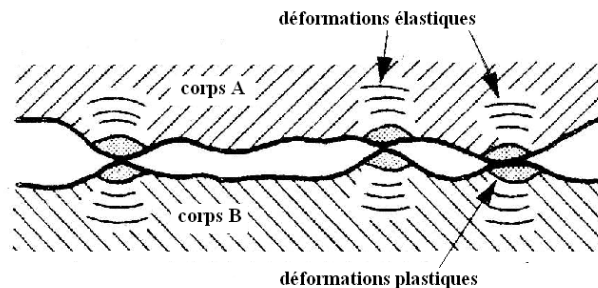


Figure III.4. Contact de deux corps solides [19]

Ce type d'usure se caractérise par un transfert de débris d'un des deux antagonistes vers l'autre soit par un mécanisme d'origine purement mécanique, soit suite à une réaction physico-chimique. Pour le transfert mécanique, plusieurs hypothèses ont été développées [20]. Les micro-aspérités présentes dans le contact peuvent conduire à la diminution des zones en contact et générer aux jonctions des énergies très élevées qui peuvent favoriser les réactions physico-chimiques (micro-soudage des aspérités en contact).

Plusieurs possibilités ont été proposées pour expliquer l'établissement de ces liaisons que nous pouvons regrouper en 4 familles principales [21]:

- les liaisons par accrochage mécanique et interpénétration des aspérités. Nous les observons dans le cas de contact solide mou/solide dur ;
- les liaisons par transfert d'électrons à travers l'interface qui produit une double couche de charges électriques de signe opposé de part et d'autre de la surface. La force d'adhésion est générée par les forces électrostatiques qui s'établissent à travers l'interface entre ces couches. Ce mécanisme apparaît dans les contacts polymères/polymères ou polymère/métal. Dans ce cas le polymère se charge négativement à la rupture ;
- les liaisons basées sur l'absorption qui peut être chimique. Il se crée alors des liaisons primaires à courte distance de type métallique, ioniques ou covalentes très résistantes ou physique, le contact intermoléculaire est dû aux forces secondaires à longue distance de type van der Waals qui s'établissent sur des distances de quelques nanomètres ;
- les liaisons avec diffusion dans lesquelles on observe un échange d'atomes à travers l'interface qui apparaissent dans les contacts à température élevée.

Phénoménologiquement, ces liaisons peuvent être de deux types [21]: adhésives lorsque l'interface est maintenue, c'est le cas le plus fréquent pour les matériaux non métalliques ou métalliques pollués ou cohésives lorsque par suite de l'absence ou de la rupture des films

superficiels, des mécanismes diffusionnels se mettent en jeu et l'interface disparaît. L'adhésion est alors provoquée par des liaisons métalliques ou covalentes pour les métaux, ioniques pour des matériaux non métalliques.

L'adhésion dépendant essentiellement de l'aire réelle de contact, elle est fortement influencée par les paramètres fonctionnels de la situation tribologique concernée et par la nature et les propriétés des matériaux mis en présence.

Les mécanismes proposés prennent tous en compte la déformation plastique mais ils diffèrent de la façon dont le matériau est enlevé. T. Kayaba [23], suggèrent que le matériau est ôté des pics d'aspérités par un processus d'adhésion sous forme de fragments. Les débris ont des formes et des dimensions irrégulières. La Figure III.5 montre le détachement d'un morceau de matériau qui peut être la conséquence de la déformation plastique de la pointe d'une aspérité. Sasada [24] pense que la formation de débris est immédiatement suivie par leur transfert adhésif sur la surface antagoniste pour former une nouvelle aspérité sur cette surface (Fig. III.5).

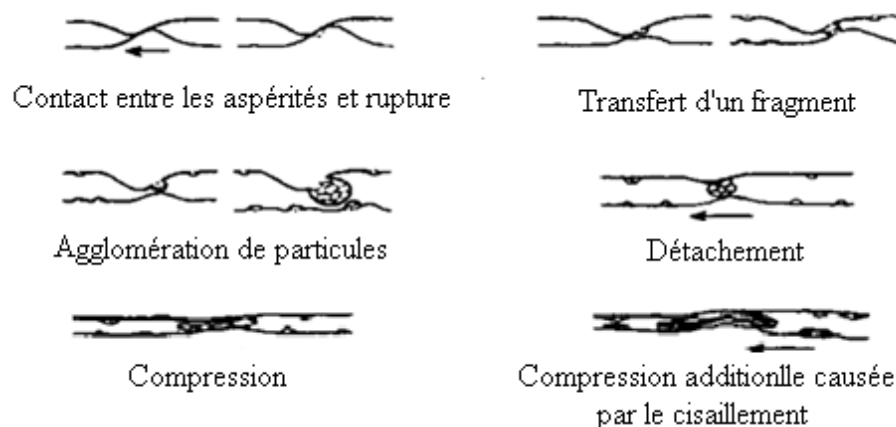


Figure III.5. Transfert de particules par rupture d'aspérités et aggrégation [23]

### III.2.2.1. Modélisation de l'usure adhésive

#### III.2.2.1.1. Modèle d'Archard

Le contact avec frottement entre deux corps entraîne une usure des surfaces en contact. Le modèle le plus souvent utilisé pour modéliser l'usure est la loi d'Archard [17]. Ce modèle permet de calculer l'évolution de l'usure dans le temps et ainsi modifier le déplacement des surfaces de contact en fonction de cette usure. En effet, Archard [17] a proposé une modélisation empirique de la phase linéaire de l'usure. Cette modélisation s'appuie d'une part sur le fait que le contact des surfaces ne se fait que par un nombre réduit d'aspérités réparties aléatoirement sur la surface et d'autre part que ces aspérités doivent supporter la charge et maintenir les déformations dans le domaine d'élasticité. Ils supposent donc que le volume usé est proportionnel à la charge appliquée à la distance parcourue et inversement proportionnel à la résistance mécanique des matériaux exprimée par la limite de fluage en compression assimilée à la dureté. Dans ce modèle, le volume d'usure  $U$  s'écrit sous la forme

$$U = \frac{k P d}{H} \text{ [mm}^3\text{]} \quad (\text{III.10})$$



k: coefficient d'usure sans dimension lié à la probabilité qu'une aspérité en contact produise une particule d'usure.

Une seconde forme fait intervenir la nature du matériau le plus mou par l'intermédiaire de sa contrainte d'écoulement  $\sigma_y$  et la surface réelle  $A_r$  du contact :

$$U = \frac{k' A_r}{\sigma_y} \quad [\text{mm}^3] \quad (\text{III.11})$$

Une forme dérivée de la première loi fait intervenir l'énergie dissipée dans le contact par le biais du produit  $P.v$ , proportionnel à la vitesse d'usure  $dh/dt$ .

$$U = k'' P v \quad [\text{mm}^3] \quad (\text{III.12})$$

$k'$  et  $k''$  : sont des coefficients de calage.

Mais cette loi plus générale, essentiellement théorique, s'applique difficilement à la réalité des contacts dans leur diversité. La loi d'Archard [17] sera par la suite adaptée de diverses façons par différents expérimentateurs pour coller aux expériences particulières qui les concernent. Meng et Ludema [24] citent plusieurs lois d'usure dont une grande partie est adaptée à la loi d'Archard.

En 1984, Frickers [25] introduit le concept de travail d'usure  $W_i$  ce qui conduit à une expression simplifiée de la loi d'Archard :

$$W_i = P.d \text{ et } U = k.W_i \quad (\text{III.13})$$

Frickers [25] utilise la force normale pour le calcul du travail d'usure. D'autres auteurs comme Axisa [26] a proposé une expression du travail d'usure basée à la fois sur les forces normales et tangentielles. Hofmann [27] utilise la force normale pour le calcul du travail d'usure et introduisent des facteurs de correction déterminés statistiquement à partir de résultats d'essais.

L'emploi du travail d'usure comme critère de sévérité des sollicitations vis-à-vis de l'usure peut conduire à des résultats ou plutôt à des interprétations erronées. Ko [28] cite par exemple les travaux de Payen et De Langre qui concluent que les valeurs maximales du travail d'usure sont obtenues pour des coefficients de frottement faibles permettant des valeurs de vitesse relative axe/guide élevées. Cependant, dans un tel cas, les forces tangentielles mises en jeu sont très faibles et l'usure des composants est pratiquement nulle. Une des conclusions de Antunes et al. [29] illustre également les dangers de cette seule approche. Ces auteurs remarquent que le frottement élevé diminue beaucoup le travail d'usure. Cette diminution est liée au fait que le glissement global au niveau du contact est réduit, ce qui est en fait la seule conclusion physique à tirer.

### III.2.2.1.2. Modèle énergétique

L'usure des matériaux en contact glissant contribue, avec l'échauffement, à dissiper l'énergie de frottement entre les deux matériaux. M. Z. Huq et al. [30] proposent une procédure pour corrélérer le volume d'usure de l'un des premiers corps à l'énergie dissipée, lors des essais de frottement bille-sur-disque. Ceci est appuyé par le fait que l'énergie dissipée par frottement peut conduire à une usure (fissuration, déformation plastique, réactions

tribochimiques). Les mécanismes d'usure sont gouvernés par la température de contact, les transformations de microstructure, la formation de films tribochimiques, les soudures des surfaces en contact, ou encore les ruptures liées aux contraintes thermiques et mécaniques. L'augmentation locale de la température et la perte de matière dans la piste de frottement résulteraient de l'énergie de frottement dissipée dans l'aire de contact.

Diverses méthodes de calcul de l'énergie dissipée dans différents contacts tribologiques sont proposées dans la littérature [30]. Les influences des divers paramètres des essais de frottement, par exemple mode de glissement, charge normale et combinaison de matériaux ont été examinées.

En fait, l'augmentation de la température locale et la perte de matière dans les pistes d'usure résultent d'une dissipation de l'énergie de frottement dans la zone de contact. Le concept de densité surfacique de puissance de frottement,  $Q_f$ , a été introduit comme étant un moyen de mesure du degré de chauffage frictionnel (dépense d'énergie) ayant lieu dans la zone de contact des surfaces frottantes. La densité surfacique de puissance de frottement est exprimée de la manière suivante :

$$Q_f = \mu P v / A_r \quad (\text{III.14})$$

Avec  $\mu$  le coefficient de frottement de type Coulomb,  $P$  la charge normale (N),  $v$  la vitesse de glissement relative (m/s), et  $A_r$  l'aire réelle de contact ( $\text{mm}^2$ ). La puissance de frottement exprime la quantité d'énergie dissipée par frottement dans la zone de contact, mais ne prend pas en compte le temps à partir duquel l'énergie est libérée aux matériaux en contact.

Mohrbacher et al. [31] ont introduit le concept d'énergie dissipée cumulée,  $E_d$ , l'appliquant à des conditions de contact glissant en mode bidimensionnel. L'énergie dissipée étant proportionnelle à la force tangentielle, à la longueur du déplacement d'un cycle et au nombre de cycles accomplis, en fonction des cycles de déplacement :

$$E_d = \Sigma F \cdot d \quad (\text{III.15})$$

Avec  $F$  la force tangentielle et  $d$  le déplacement linéaire (tous deux mesurés pendant l'essai).

Huq et Celis [30] ont utilisé ce modèle pour exprimer le volume d'usure par unité d'énergie dissipée, relatif aux essais de frottement en continu bille-sur-disque. Ce volume d'usure par unité d'énergie équivaut, pour nous au taux d'usure volumique. Dans de telles conditions, l'énergie de frottement dissipée cumulée,  $E_d$ , est donnée par l'expression :

$$E_d = \mu \cdot P \cdot v \cdot t \quad (\text{III.16})$$

Avec  $t$  la durée de l'essai. Mohrbacher [31] montre qu'il existe une relation linéaire entre l'énergie dissipée  $E_d$  et le volume usé  $U$ . Olofsson [32] a également étudié l'énergie dissipée pendant des essais de micro glissement oscillatoires. Comme précédemment, il trouve une relation linéaire entre l'énergie dissipée par cycle de micro glissement et l'amplitude de déplacements.

D'après [33,34], une partie de l'énergie globale amenée au système est utilisée pour user le matériau. Il reste donc moins d'énergie disponible pour dissiper de la chaleur par frottement.

Il introduit donc un coefficient correspondant à la partie du flux global amenée qui est dissipée par usure.

### III.3. RESULTATS EXPERIMENTAUX

#### III.3.1. Influence du temps sur l'usure

Les courbes de la figure III.6 montrent la variation de l'usure en fonction du temps des trois couples étudiés. Au début de l'essai, une singularité caractérise la valeur de l'usure relative au couple bronze-graphite qui donne une usure importante. Entre 30 mn et 60 mn de frottement, l'usure est relativement stable pour les couples cuivre-graphite et graphite-graphite. Après 60 mn, l'usure diminue pour le couple bronze-graphite et augmente pour les couples cuivre-graphite et graphite-graphite.

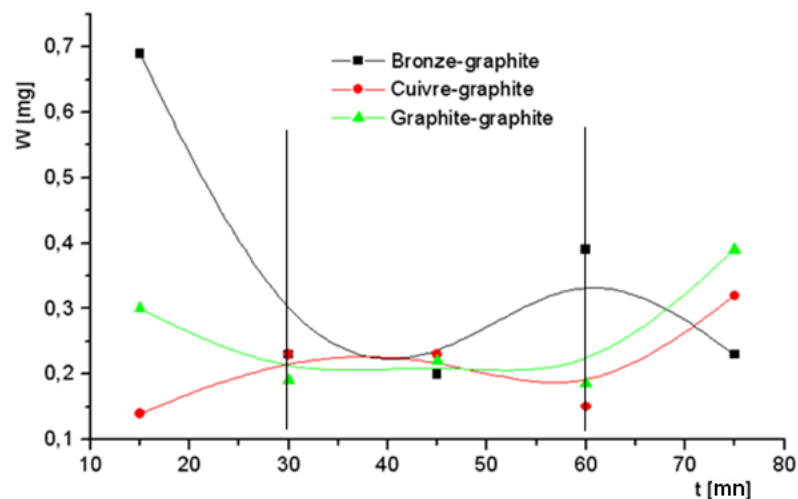


Figure III.6. Evolution de l'usure en fonction du temps et du couple de matériaux,  $P = 20\text{N}$  et  $v = 1\text{m/s}$ .

#### III.3.2. Influence de la charge normale sur l'usure

L'évolution du taux d'usure en fonction de la charge est représentée graphiquement par la figure III.7. Sous faible charge, le volume usé est sensiblement proportionnel à la charge ou l'usure croît considérablement pour les couples cuivre-graphite et graphite-graphite. Pour le couple bronze-graphite, l'usure augmente presque linéairement en fonction de la charge, alors que pour le couple cuivre-graphite l'usure est assez importante, dans sa valeur moyenne, pour de faibles charges par rapport aux autres couples, contrairement au couple graphite-graphite dont l'usure de ce dernier est assez faible même après l'augmentation de la charge, ce qui le favorise des autres couples.

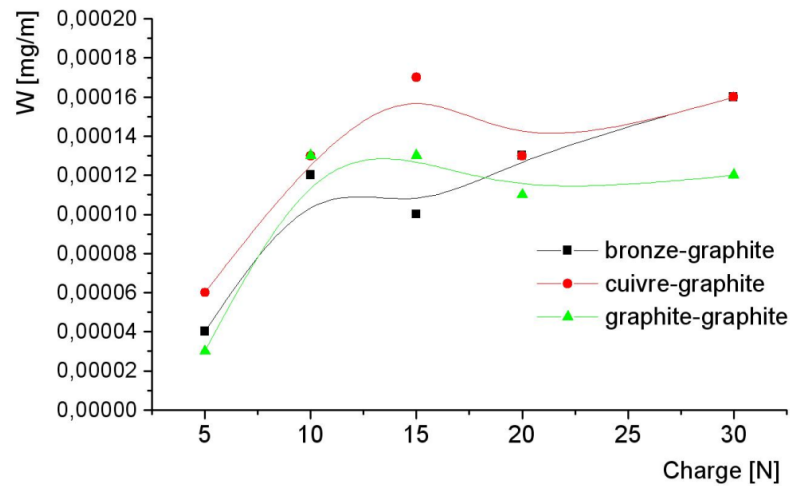


Figure III.7. Evolution du taux d'usure en fonction de la charge des trois couples pour  $V = 1$  [m/s]

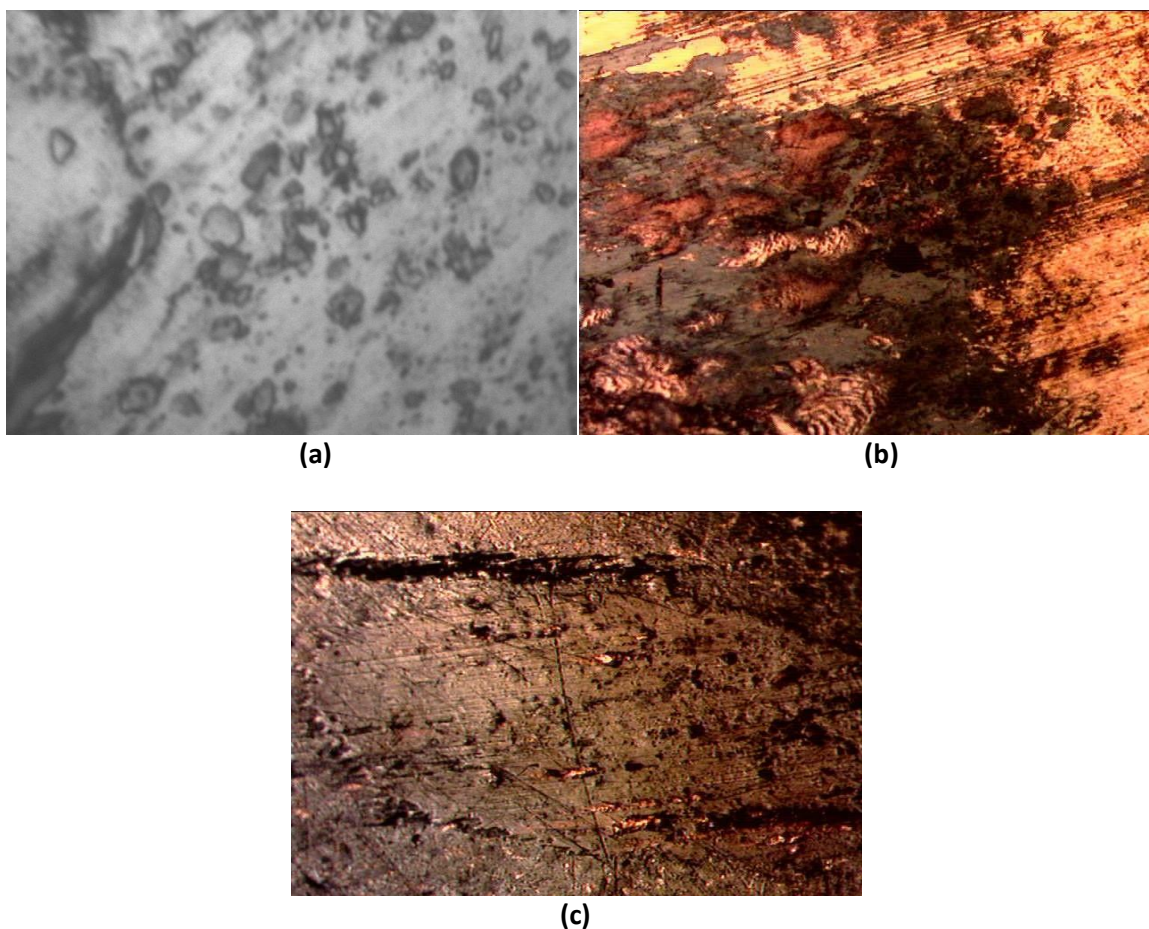


Figure III.8. Image obtenue par microscope optique de la surface usée du pion, (a) contact cuivre-graphite, (b) contact bronze-graphite, (c) contact graphite-graphite.

L'accroissement de la charge normale, engendre une augmentation de l'aire réelle de contact. Nous supposons que dans le cas du contact cuivre-graphite, les particules formées qui sont d'une taille importante participent à la destruction de la surface du pion et

provoquent une augmentation de l'usure (Fig. III.8(a)). Dans le cas du contact bronze-graphite des débris naissent. Ecrouis, broyés, oxydés, s'agglomèrent et recouvrent la surface, provoquant une usure de plus en plus intense (Fig. III.8(b)). L'augmentation de la charge, dans le cas du contact graphite-graphite, provoque la destruction de la surface par les transformations sous l'effet des échauffements superficiels (Fig. III.8(b)).

### III.3.3. Influence de la vitesse de glissement sur l'usure

Nous remarquons d'après les courbes de la figure III.9, que l'usure des couples étudiés diminue avec l'augmentation de la vitesse de glissement, même si cela n'apparaît pas clairement dans le cas où nous avons une vitesse de 0,2 m/s qui est évidemment assez faible pour affecter l'usure des différents couples, surtout pour celui du couple cuivre-graphite où l'usure est assez importante par rapport aux autres couples. Les couples bronze-graphite et graphite-graphite présentent une allure et une évolution similaires.

Le principal effet de la vitesse est d'agir sur la température de contact (cf. Fig. IV.8), favorisant ainsi la formation des oxydes. En effet, nous remarquons l'existence d'une vitesse critique de 0,6 m/s (Fig. III.9) à partir de laquelle les échauffements sont suffisants pour provoquer les réactions d'oxydation conduisant à la construction des films d'oxyde qui jouent le rôle de protecteur contre l'usure.

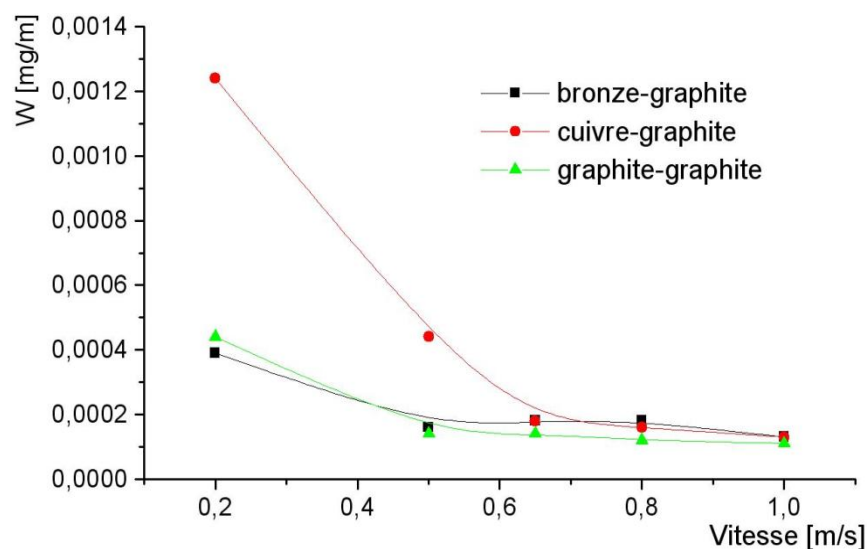


Figure III.9. Evolution du taux d'usure en fonction de la vitesse de glissement des trois couples pour  $P = 20$  N

### III.4. MODELISATION DE L'USURE

La littérature renferme deux types d'approches, une approche globale [17,35] qui permet de déterminer le volume usé comme une fonction d'une constante d'usure, de la force normale et de la distance de glissement. Une approche locale [36-38], considère les pressions de contact et les glissements relatifs des points initialement en regard.

Dans ce qui suit, afin de privilégier les aspects contact-adhésion, nous donnons une équation facile à exploiter. La modélisation se fait en adaptant la méthode basée sur l'approche globale d'Archard.

### III.4.1. Modèle d'Archard

Le comportement en usure d'un couple de matériaux peut être défini par un taux d'usure. Ce paramètre dépend de nombreux facteurs :

- intrinsèques au matériau comme ses caractéristiques ou sa géométrie ;
- relatifs aux conditions de contact comme la charge appliquée, la vitesse de glissement, la présence ou non de lubrifiant ;
- d'interaction mutuelle comme la température à la zone de contact.

Il paraît évident que tous ces facteurs ne peuvent être pris en compte ; mais les essais suivants vont permettre de montrer l'influence plus ou moins importante d'un ou plusieurs de ces facteurs.

#### III.4.1.1. Détermination du coefficient d'usure

La précision de ce calcul est conditionnée quasi-exclusivement par le coefficient d'usure  $k$ . Il convient alors de le déterminer avec le plus grand soin pour obtenir un résultat juste.

Dans cette optique, il semble important de connaître le comportement du modèle vis à vis de tous les paramètres influençant l'usure, comme notamment la charge appliquée et la vitesse de glissement.

#### III.4.1.2. Usure en fonction de la charge appliquée

Les coefficients d'usure calculés pour différents couples en fonction de la charge appliquée sont représentés dans le tableau III.2.

P (N)	v (m/s)	Bronze-graphite			Cuivre-graphite			Graphite -graphite		
		W (mg/m)	K	W <sub>Archard</sub> (mg/m)	W (mg/m)	K	W <sub>Archard</sub> (mg/m)	W (mg/m)	K	W <sub>Archard</sub> (mg/m)
5	1	0,00004	8,7E-16	0,00004	0,00006	1,2E-15	0,00005	0,00003	2,0E-15	0,00004
10	1	0,00012	1,3E-15	0,00008	0,00013	1,4E-15	0,00009	0,00013	4,8E-15	0,00007
15	1	0,00010	7,4E-16	0,00011	0,00017	1,2E-15	0,00014	0,00013	3,0E-15	0,00011
20	1	0,00013	7,1E-16	0,00015	0,00013	7,2E-16	0,00019	0,00011	1,9E-15	0,00015
30	1	0,00016	6,0E-16	0,00023	0,00016	5,8E-16	0,00028	0,00012	1,4E-15	0,00022

Tableau III.2. Les valeurs des taux d'usure théorique et expérimental et du coefficient d'usure  $k$  en fonction de la charge appliquée.

Nous observons une similitude entre les coefficients pour chaque couple de frottement (Tab. III.2), ce qui tendrait à conclure qu'il existe un coefficient d'usure  $k$  constant, indépendant de l'intensité de la charge appliquée et l'usure du pion suivrait la loi d'usure (Eq. III.13).

Il paraît donc intéressant d'analyser de façon précise les résultats expérimentaux des précédents courbes (taux d'usure en fonction de la charge appliquée) avec les courbes

théoriques obtenues par le modèle, en utilisant la moyenne de  $k$  pour chaque couple de matériaux.

- contact bronze-graphite :  $\bar{k} = 8.4 \text{ E-16}$ ,

- contact cuivre-graphite :  $\bar{k} = 1. \text{ E-15}$ ,

- contact graphite-graphite :  $\bar{k} = 2.6 \text{ E-15}$ .

#### - contact bronze-graphite

Nous remarquons sur les courbes de la figure III.10, que le modèle théorique est linéaire conformément aux formules utilisées. Par contre, la courbe expérimentale présente un taux d'usure qui augmente au début jusqu'à une charge de 15 N, à partir de cette charge le taux d'usure tend à se stabiliser avec l'augmentation de la charge appliquée. Nous notons que l'écart entre les deux courbes se situe entre 16 % et 35%.

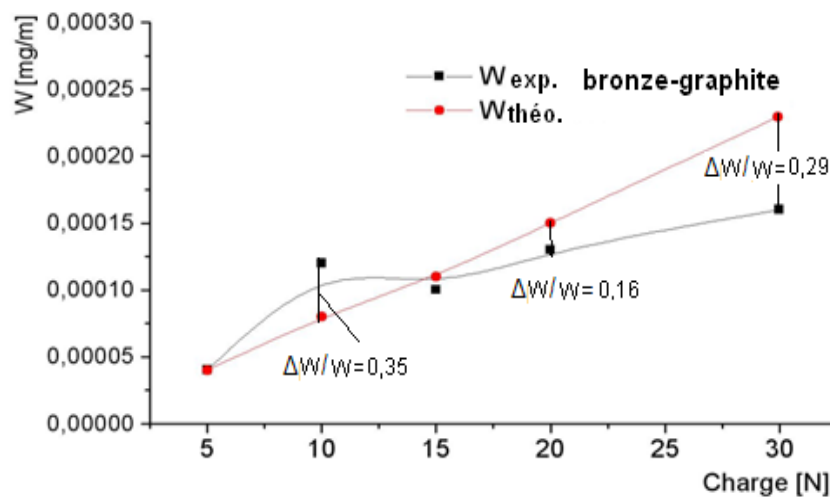


Figure III.10. Confrontation du modèle théorique d'Archard et expérimental, en fonction de la charge du couple bronze-graphite pour  $V = 1 \text{ [m/s]}$

#### - contact cuivre-graphite

De la figure III.11, pour une charge comprise entre 5 N et 15 N, l'erreur relative est entre 16% et 27%. Nous remarquons aussi que les deux courbes se concordent à la charge de  $P = 16 \text{ N}$  et l'erreur relative à partir de cette charge est entre 31% et 44%.

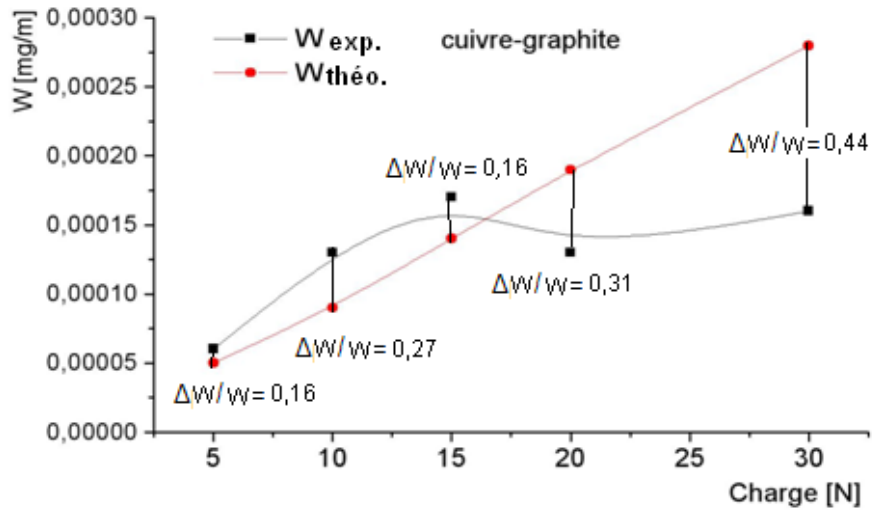


Figure III.11. Confrontation du modèle théorique d'Archard et expérimental, en fonction de la charge du couple cuivre-graphite pour  $V = 1$  [m/s].

#### - contact graphite-graphite

Dans le cas du contact graphite-graphite (Fig. III.12), pour une charge inférieure à 16 N, point d'intersection des deux courbes, l'erreur relative se situe entre 5% et 45%. Pour une charge supérieure à 16 N, l'erreur relative se situe entre 28% et 47%.

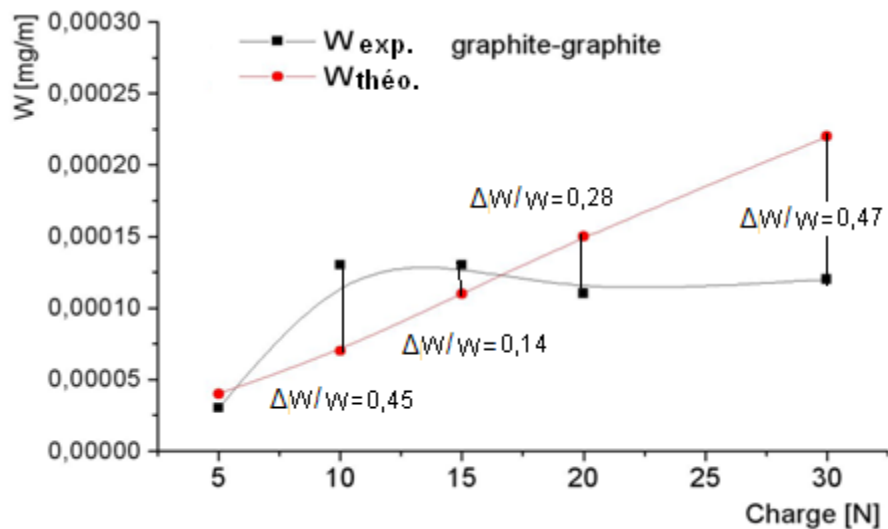


Figure III.12. Confrontation des modèles théorique d'Archard et expérimental, en fonction de la charge du couple graphite-graphite, pour  $V = 1$  [m/s].

#### III.4.1.3. Usure en fonction de la vitesse de glissement

Nous pouvons aussi calculer les coefficients d'usure  $k$  pour les trois couples en fonction de la vitesse de glissement Tableau III.3.



P (N)	v (m/s)	Bronze-graphite			Cuivre-graphite			Graphite -graphite		
		W (mg/m)	K	W <sub>Archard</sub> (mg/m)	W (mg/m)	K	W <sub>Archard</sub> (mg/m)	W (mg/m)	K	W <sub>Archard</sub> (mg/m)
20	0,2	0,00039	2,2E-15	0,00021	0,00124	6,9E-15	0,00043	0,00044	7,9E-15	0,00019
20	0,5	0,00016	9,0E-16	0,00021	0,00044	2,5E-15	0,00043	0,00014	2,5E-15	0,00019
20	0,65	0,00018	1,0E-15	0,00021	0,00018	1,0E-15	0,00043	0,00014	2,5E-15	0,00019
20	0,8	0,00018	1,0E-15	0,00021	0,00016	8,8E-16	0,00043	0,00012	2,1E-15	0,00019
20	1	0,00013	7,1E-16	0,00021	0,00013	7,2E-16	0,00043	0,00011	1,9E-15	0,00019

Tableau III.3. Les valeurs des taux d'usure théorique et expérimental et du coefficient d'usure k en fonction de la vitesse de glissement et le coefficient d'usure correspondant.

En utilisant la moyenne du coefficient d'usure k obtenue (Tab. III.3) pour chaque couple de matériaux, nous aurons :

- contact bronze graphite :  $\bar{k} = 9.0 \text{ E-16}$ ,
- contact cuivre graphite :  $\bar{k} = 1.3 \text{ E-15}$ ,
- contact graphite graphite :  $\bar{k} = 2.2 \text{ E-15}$ .

Nous pouvons remarquer que les valeurs moyennes de k obtenues par la variation de la vitesse de glissement sont presque identiques à celles obtenues par la variation de la charge appliquée, ce qui confirme l'existence d'un coefficient d'usure k constant, indépendant de l'intensité de la charge appliquée, de la vitesse de glissement et de l'usure du pion.

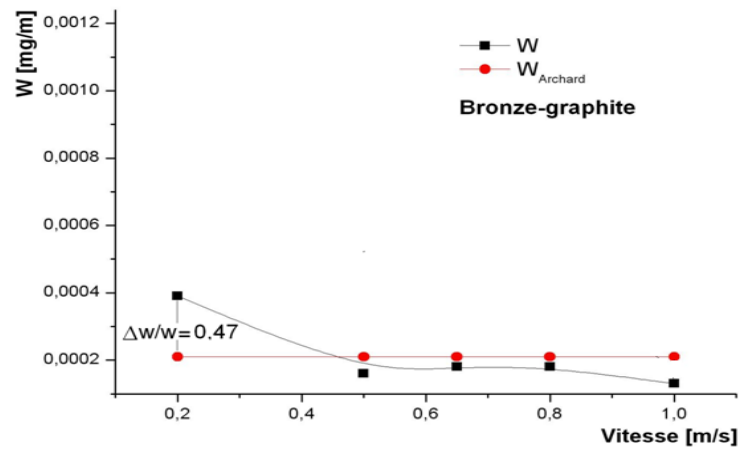
Nous présentons sur la figure III.13, la comparaison entre les courbes théoriques et expérimentales pour les trois couples.

Pour des vitesses inférieure à 0.5 m/s, point de concordent des courbes expérimentaux et théoriques des trois couples, l'écart entre les courbes théoriques et expérimentaux est plus important, il est de l'ordre de 98%, au de-là il diminue. Cette diminution est plus prononcée lorsque le pion est en bronze.

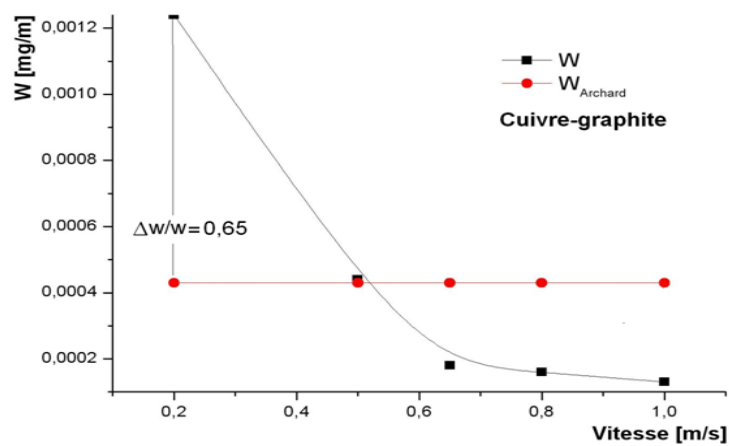
L'erreur relative maximale donnée par le couple graphite-graphite est de 57%, celle du couple cuivre-graphite est de 65%. Le meilleur résultat est donné par le couple bronze-graphite où l'erreur relative maximale est de 47%.

Après vérification de la pertinence des résultats par rapport à la réalité, il convient désormais de définir un coefficient d'usure qui permet de prédire la résistance d'un couple de matériaux à l'usure grâce aux paramètres de fonctionnement. Les coefficients d'usure retenus sont ceux déterminés précédemment avec des limites d'utilisation :

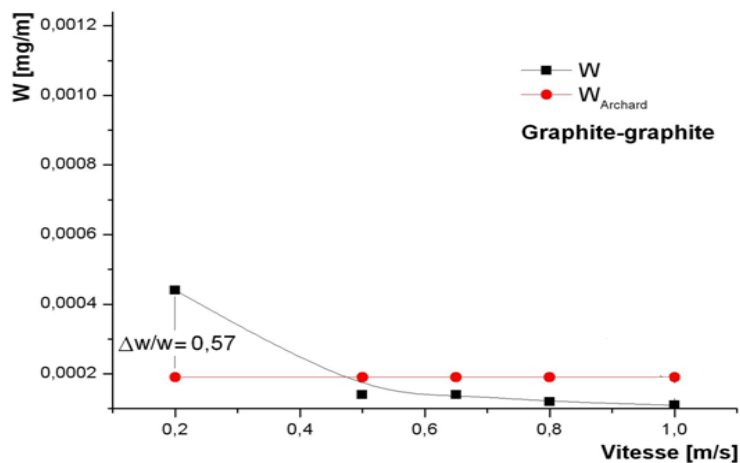
- le modèle s'applique aux essais d'usure pratiqués en laboratoire (conditions de température fixes, protocoles expérimentaux respectés) ;
- les effets thermiques ayant été négligés, la vitesse de glissement doit rester faible pour vérifier cette condition ;
- le modèle écarte des paramètres ayant une influence jugée négligeable.



(a)



(b)



(c)

Figure III.13. Confrontation des modèles théorique d'Archard et expérimental, en fonction de la vitesse de glissement pour  $P = 20$  N (a) bronze-graphite (b) cuivre-graphite (c) graphite-graphite

L'usure étant conditionnée par la durée de fonctionnement, il paraît alors intéressant de tracer la variation de taux d'usure en fonction de la distance de glissement (Fig. III.14).

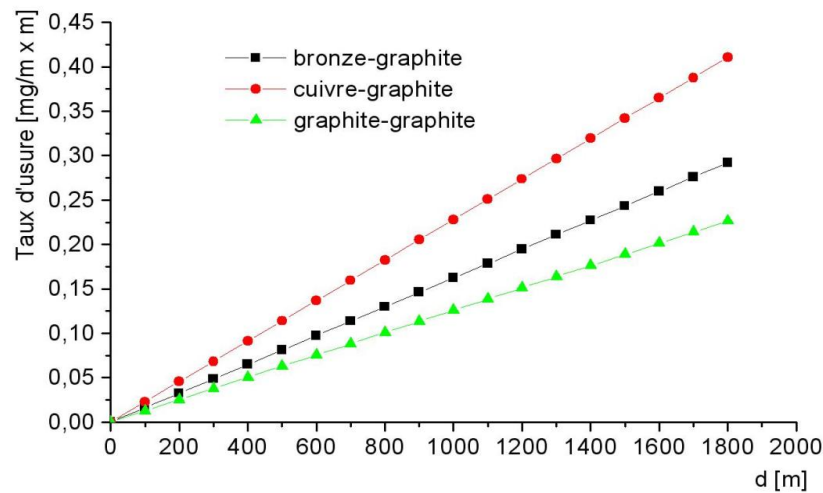


Figure III.14. Evolution du taux d'usure en fonction de distance de glissement des couples bronze-graphite, cuivre-graphite et graphite-graphite

### III.4.2. Modèle énergétique

Comme nous avons vu précédemment que le contact avec frottement entre deux corps entraîne une usure des surfaces en contact. Le modèle le plus souvent utilisé pour modéliser l'usure est la loi d'Archard. Ce modèle permet de calculer l'évolution de l'usure dans le temps et ainsi modifier le déplacement des surfaces de contact en fonction de cette usure.

La température à l'interface joue un rôle déterminant sur le comportement tribologique. Elle change d'une manière significative les propriétés physiques et mécaniques des matériaux en contact. Elle gouverne les phénomènes mis en jeu à l'interface surtout l'oxydation qui favorise l'usure rapide des deux antagonistes. Il existe plusieurs modèles qui proposent une procédure pour corréler le volume d'usure à l'énergie dissipée par frottement. En fait, l'augmentation de la température locale et la perte de matière dans les pistes d'usure résultent d'une dissipation de l'énergie de frottement dans la zone de contact.

P(N)	Bronze-graphite			Cuivre-graphite			Graphite-graphite		
	$\mu$	Q (W/m <sup>2</sup> )	W (mg/m)	$\mu$	Q (W/m <sup>2</sup> )	W (mg/m)	$\mu$	Q (W/m <sup>2</sup> )	W (mg/m)
5	0,35417	4,5E+06	0,00004	0,37500	8,9E+07	0,00006	0,37500	6,5E+07	0,00003
10	0,20833	1,5E+07	0,00012	0,20833	6,2E+07	0,00013	0,28646	6,2E+07	0,00013
15	0,21181	2,3E+07	0,00010	0,21181	7,2E+07	0,00017	0,25347	6,3E+07	0,00013
20	0,18229	3,5E+07	0,00013	0,20313	7,6E+07	0,00013	0,25000	6,9E+07	0,00011
30	0,16493	5,8E+07	0,00016	0,23090	9,9E+07	0,00016	0,22569	7,1E+07	0,00012

Tableau III.4. Valeurs du coefficient de frottement, l'énergie dissipée et le taux d'usure des couples bronze-graphite, cuivre-graphite et graphite-graphite durant l'essai de frottement pion-disque.

Huq et Celis [30] ont utilisé l'équation (III.16) pour exprimer le volume d'usure par unité d'énergie dissipée, relatif aux essais de frottement pion-disque.

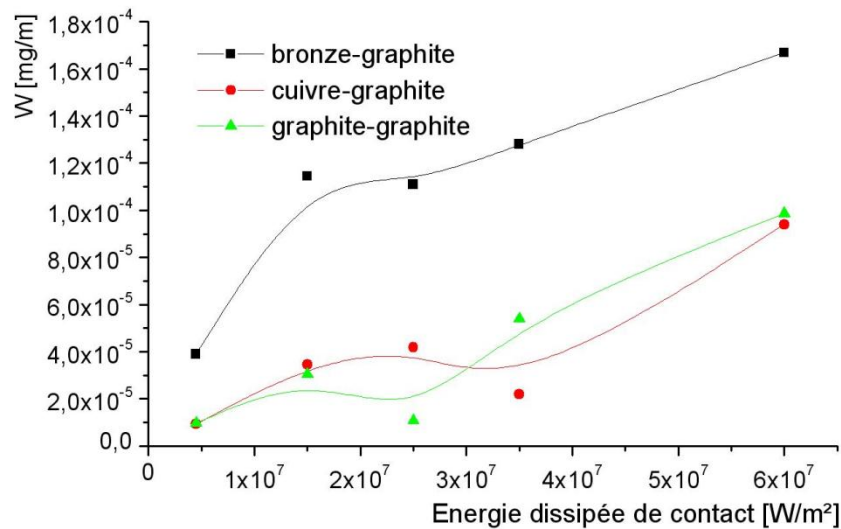


Figure III.15. Evolution du taux d'usure en fonction de l'énergie dissipée des couples bronze-graphite, cuivre-graphite et graphite-graphite.

Pour nos essais, la charge appliquée varie de 5 à 30 N par pas de 5, la vitesse de glissement est égale à 1 m/s et la durée totale du glissement est 18000 s. Les résultats obtenus sont regroupés dans le tableau III.4.

Une augmentation non linéaire du taux d'usure en fonction de l'énergie dissipée par frottement des couples cuivre-graphite et graphite-graphite est enregistrée (Fig. III.15). Seul, le taux d'usure du couple bronze-graphite augmente de manière quasi linéaire.

### III.5. CONCLUSION

Il ressort donc, que les paramètres mécaniques et la nature des matériaux jouent un rôle important et déterminent la durée de vie du couple.

- les facteurs  $P$  et  $v$  ont une influence significative sur l'usure du pion en cuivre et leur effet demeure faible pour le contact graphite-graphite ;
- le matériau frottant contre le disque en graphite a un effet important sur le comportement en usure, tant que les couples qui donnent les meilleurs résultats tribologiques sont ceux des contacts graphite-graphite et ce, quelque soient les valeurs des paramètres  $P$  et  $v$ .

Les résultats des essais d'usure ne peuvent pas être généralisés à cause de l'influence des différents facteurs sur l'usure, ceci nous amène donc à formuler ces réserves :

- le modèle s'applique aux essais d'usure pratiqués en laboratoire (conditions de température fixes, protocoles expérimentaux respectés) ;
- le modèle écarte des paramètres ayant une influence jugée négligeable.

La mise en application du modèle peut se réaliser après une phase de validation où il sera soumis au jugement des futurs utilisateurs.

Une construction du modèle d'usure est faite ; ce qui nous a permis de décrire ces étapes et d'identifier les paramètres qui le constituent. La loi d'usure est en bonne corrélation avec les résultats de perte de matière pour les essais sur les pions.

Les essais de frottement sous différentes charges ont permis de caractériser l'usure et l'énergie dissipée. Pour les couples bronze-graphite et cuivre-graphite, le régime d'usure est caractérisé par une faible augmentation de l'usure, lorsque l'énergie dissipée croît, tandis que le couple graphite-graphite, l'usure est plus importante.

### Références bibliographiques (chapitre III)

- [1] B. Bhushan et B.K. Gupta, McGraw-Hill, Handbook of Tribology, INC. 1991.
- [2] Y. Berthier. Background on friction and wear, Lemetre Handbook of materials behavior models, San Diego (USA), Academic Press., pp. 679-699, 2001.
- [3] S. Descartes et Y. Berthier: Frottement et usure étudiés à partir de la rhéologie et des débits de 3ème corps solide, Matériaux & Techniques, 2001.
- [4] M. Godet, Aspects mécaniques de la tribologie, 6<sup>o</sup> congrès français de mécanique, Lyon, pp.5-9, 1983.
- [5] L. Chevalier et H. Chollet, Endommagement des pistes de roulement, Mec. Ind, 1, pp. 593-602, 2000.
- [6] J.J. Kalker, A Fast Algorithm for the Simplified Theory of Rolling Contact, Vehicule Systems Dynamics, 11, pp. 1-13, 1982.
- [7] W. Kik et J. Piotrowski, A fast approximative method to calculate normal load at contact between wheel and rail, and creep forces during rolling, Warsaw Technical University, 2<sup>nd</sup> mini-conference on contact mechanics and wear of rail/wheel systems, Budapest, July 29-31, 1996.
- [8] J.P. Bardon, Bases physiques des conditions de contact thermique imparfait entre milieux en glissement relatif: Rev. Gén. Therm. Fr., N° 386, pp. 85-91, Février 1994.
- [9] J. George, Frottement, usure et lubrification. Paris : Eyrolles et CNRS Editions, pp.424, 2000.
- [10] M. Dubourg, Y. Berthier, L. Vincent, Cracking under fretting fatigue: damage prediction under multiaxial fatigue. Journal of Strain Analysis, vol. 37, n°6, pp. 519-533, 2002.
- [11] B. Bhushan and B.K. Gupta, Handbook of Tribology: Materials. Coatings and Surface Treatments, McGraw-Hill, United States, pp. 199, 1990.
- [12] P.J. Blau, Friction and Wear Transitions of Materials, Materials Science and Process Technology, Series. Noyes Publications, Park Ridge, New Jersey, pp. 476, 1989.
- [13] I.M. Huzchings,. Friction and Wear of Engineering Materials, CRC Press. Boca Raton. pp.273, 1992
- [14] J. Ayel. Les différentes formes tribologiques d'usure des surfaces métalliques Rev. IFP, Vol. 31, No. 4, pp. 703-728, 1976.
- [15] T. S. Eyre, in Wear of Aluminium Alloys in Microstructural Science, Vol. 8 (edited by Stevens, Vander-Voort, McCall), Elsevier, North Holland, Inc., Amsterdam, 141. 1980.
- [16] E. Rabinowicz, Friction and Wear of Materials, 2 Edition, Wiley, New-York., pp. 3 15, 1995.
- [17] J. F. Archard, Contact and rubbing of flat surfaces, Appl. Phys., vol. 34, pp. 981-988, 1953.
- [18] F.P. Bowden, D. Tabor, The friction and fabrication of solids, Oxford Clarendon Press.

1950.

- [19] T.E. TALLIAN, Failures Atlas for Hertz Contact Machine Elements, ASME Press, New York, 1992.
- [20] C. Colombie, Y. Berthier, A. Floquet, L. Vincent et M. Godet ; Portance des particules d'usure. Analogie avec les lubrifiants solides : Matériaux Mécanique Electricité : N° 411. pp. 29-36. 1985.
- [21] H.J. Mathieu, E.B. Rene, Analyse et technique des surfaces, Presse polytechnique Lausanne, première édition, pp. 396-397. 2003.
- [22] T. Kayaba and K. Kato, The Analysis of Adhesive Wear Mechanism by Successive Observations of the Wear Process in SEM, Wear of Materials, Published by American Society of Mechanical Engineers (ASME), United States, p. 45-56, 1979.
- [23] T. Sasada, Future Direction of Research in Wear and Wear Resistant Materials, T n i l o w in the go's, National Aeronautics and Space Administration, vol. 1, Cleveland, p. 197-2 18, 1984.
- [24] H.C. Meng et K.C. Ludema, Wear models and predictive equations: their form and content. Wear, vol. 181-183, pp. 443-457, 1995.
- [25] A.J. Frickrers, The analysis of impacts in vibrations structures containing clearance between components, Pineridge Press, p. 1006, Venice, Italy, 1984.
- [26] 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.
- [27] P.J. Hofmann, T. Schettler, D.A. Steiniger, Pressurized water reactor steam generator tube fretting and fatigue wear characteristics, ASME Pressure Vessels and Pining Conference, Chicago, Illinois. New York, vol. 104, p. 186, 1986.
- [28] P.L. Ko, Wear of power plant components due to impact and sliding, Applied Mechanics Review, vol. 50, n°7, pp. 387-411, 1997.
- [29] J. Antunes, F. Axisa, B. Beaufils, Coulomb Friction modeling in numerical simulations of vibrations nd wear work rate of tubes bundles. Journal of Fluids and Structures, vol. 4, p. 287-304, 1988.
- [30] M. Z. Huq, J. P. Celis, Evaluation of Fretting Wear Under Oscillating Normal Force, Wear, 252, p. 375-383, 2002.
- [31] H. Mohrbacher, J.P. CELIS, J.R. ROOS, Laboratory testing of displacement and load induced fretting, Tribology International, Vol. 28, pp. 269-378, 1995.
- [32] V. Olofsson, Cyclic micro-slip under unlubricated conditions, Tribology International, Vol. 28, pp. 207-217, 1995.
- [33] E. Bournez, P.C. Clapp et autre, : Etude des mécanismes de génération de chaleur lors d'un contact glissant entre deux solides métalliques : Congrès Français de Thermique SFT 2000; pp. 611-616, 2000.
- [34] Z. Olesiak, Yu. Pyryev, A. Yevtushenko, Determination of temperature and wear during breaking, Wear. vol. 210. pp. 120-126. 1997.
- [35] L. Mahe, Approche par les débits de troisième corps solide, application aux segments de piston de compresseur. Thèse de doctorat en mécanique. Lyon : INSA de Lyon. 269 p. 2000.

- [36] A.A Brecht., C. Chan Tien, Y. Berthier Proceedings of the 22nd Leeds-Lyon Symposium on Tribology, Tribology Series 31 Lyon France, Amsterdam. Elsevier. pp.377-392. 1996.
- [37] I. Iordanoff, B. Seve, Y. Berthier, Solid third body analysis using a discrete approach : influence of adhesion and particle size on macroscopic properties. AS ME Journal of Tribology. Vol. 124. pp. 530-538. 2002.
- [38] G. Peillex, Couplage éléments finis-éléments discrets pour l'étude d'un contact plan en cisaillement simple. Diplôme d'Etude Approfondie en Génie Mécanique. Lyon : INSA de Lyon. pp. 65. 2004.

## CHAPITRE IV

### MODELISATION THERMIQUE DES CONTACTS GLISSANTS SECS SANS EFFET JOULE

#### IV.1. INTRODUCTION

La dilatation thermique des pièces modifie la géométrie, notamment les jeux et les entraxes. Il peut en résulter des surcharges et des serrages dangereux. D'intenses flux de chaleur à travers des parois épaisses déforment les pièces et provoquent des contraintes thermiques.

L'échauffement altère aussi les caractéristiques mécaniques des matériaux, leur résistance baisse et leur module d'élasticité diminue. Ces phénomènes nécessitent de limiter la température et le flux de chaleur et de dimensionner les organes en conséquence. Il est donc intéressant de déterminer avec précision le champ de température résultant des contacts glissants.

La détermination de la distribution de la température à l'interface de deux corps en mouvement relatif a longtemps été un sujet de grand intérêt dans le domaine de la tribologie [1-7]. Mesurer une température de surface entre deux éléments d'un contact frottant est une opération difficile à envisager, le problème de l'accessibilité de la surface au thermomètre souvent délicat. De plus, ce dernier ne doit pas perturber le comportement thermique des surfaces antagonistes [8]. Le comportement thermomécanique des pièces, les mécanismes de déformation et rupture sont fortement dépendants des niveaux de l'élévation de températures et des phénomènes mises en jeu [9-14]. Un des premiers modèles d'estimation de l'élévation de la température à l'interface d'un solide semi-infini soumis à une source thermique en mouvement a été étudiée par plusieurs auteurs [15-18]. Depuis, de nombreuses approches expérimentales ont été développées utilisant la même démarche expérimentale, dans un contact dynamique pion-disque instrumentés au moyen d'un thermocouple approprié [19-23]. D'autres approches ont été proposées, qui consistent à comparer les températures mesurées par un thermocouple dans le pion fixe, aux températures calculées au moyen d'un modèle mathématique aux éléments finis, différences finis ou à l'aide des logiciels appropriés [24-27]. Récemment Une solution analytique à été développée par Laraqi [28, 29]. Les solutions analytiques sont souvent difficiles à obtenir, vu les conditions aux limites imposées par la configuration géométrique du tribomètre. L'approche la plus récente, fait appel aux techniques inverses [30, 31]. Le principe consiste à calculer le flux de chaleur à l'interface d'un couple dynamique à l'aide des mesures de températures obtenues par des thermocouples implantés dans le pion.

L'étude du contact sec frottant est complexe. De nombreux paramètres sont à prendre en compte. C'est un problème thermomécanique fortement couplé. La limitation à l'étude d'un point de vue purement thermique se justifie dans la mesure où il est nécessaire de bien



comprendre et maîtriser les différents phénomènes séparément avant de s'attaquer au problème complet.

Il semble donc important de coupler le développement de modèles à des investigations expérimentales afin d'améliorer la compréhension des phénomènes. L'instrumentation sera à déterminer de façon précise, de manière à ne pas perturber le contact thermique, mais en ayant un maximum d'informations sur les échanges thermiques entre les corps en contact.

L'expérimental devra essayer de mettre en évidence les phénomènes thermiques mais la complexité de l'instrumentation nécessite de conduire en parallèle l'élaboration d'un modèle numérique. Ce dernier permettra en outre d'effectuer des études de sensibilité et des comparaisons avec les hypothèses couramment utilisées.

Les modèles existants sont performants dans la détermination des températures dans les massifs. Dans notre étude, nous ne chercherons pas à justifier ou à révolutionner les modèles existants mais à approfondir ces modèles au niveau de l'interface de contact.

Dans notre cas, pour évaluer les températures moyennes, un modèle thermique a été élaboré, en tenant compte de la température mesurée expérimentalement à 2 mm du contact et des conditions aux limites imposées par le montage expérimental, puis une régression est effectuée pour calculer les coefficients qui optimisent la température correspondante à l'interface en utilisant une modélisation numérique basée sur la méthode des volumes finis. Pour ce faire, nous avons considéré la solution du problème bidimensionnel donné par l'équation de conduction de la chaleur, en régime établi, avec une pression de contact de Hertz, limitée à une zone de contact circulaire de rayon  $a$ . De plus, afin de contrôler le maximum de paramètres liés à la génération de la chaleur de glissement, nous avons utilisé les résultats de l'évolution du coefficient de frottement en fonction de la charge et la vitesse (chap. II). Les valeurs du coefficient de frottement nous permettent le calcul de la chaleur générée par le frottement. Les températures de surface obtenues localement sont comparées aux températures de surface obtenues grâce à la théorie d'Archard [17].

## **IV.2. LES MECANISMES DE GENERATION DE CHALEUR**

La majorité des études considère que le flux de chaleur généré par frottement est généralement considéré surfacique au niveau des contacts, qui s'effectue en fait dans des zones très localisées, sous jacentes à chaque contact et appartenant à chaque aspérité qui glisse sur l'autre milieu. Cependant, il semble admis, au moins qualitativement, que cette génération de chaleur prend naissance dans un volume interstitiel qui sépare les contacts, qui est la conséquence de l'érosion des surfaces qui provoque l'accumulation de fines particules dans les interstices dans les deux massifs en contacts [32, 33].

## **IV.3. LES MODELES THERMIQUES**

Lors de la résolution du problème thermique, l'aspect le plus difficile à modéliser est la transmission de la chaleur au niveau du contact.

Le problème de la génération de flux de chaleur par frottement nécessite cependant de recourir à des hypothèses plus ou moins physiques. La quantité facilement mesurable à

priori est l'énergie totale dissipée à l'interface par frottement et par suite les températures de contact entre solides antagonistes. Le problème se pose ensuite de savoir comment cette énergie totale se répartit dans les corps en contact. Ce problème étant très complexe, plusieurs approches sont possibles, il est important de faire attention au cas étudié : contact parfait (lisse) ou imparfait (avec aspérités), régime thermique permanent ou transitoire. Ces modèles nécessitent des hypothèses simplificatrices même s'ils sont déjà très élaborés en termes de résolution mathématique [5].

Un autre point important est à souligner. Toutes ces schématisations du contact thermique entre deux corps nécessitent une validation par des mesures expérimentales.

### IV.3.1. Modèles thermiques avec contact parfait ou lisse

L'hypothèse de contact parfait est définie par une température moyenne des deux surfaces en contact identique (Fig. IV.1). Cette hypothèse implique que la partition du flux entre les deux corps en contact dépend des propriétés thermo-physiques des matériaux ainsi que la nature du contact qui dépend des matériaux en présence et des échanges avec l'environnement.

Vernotte et Archard [34, 11] proposent le concept de température moyenne de contact. Ils considèrent un solide semi-infini soumis à une source thermique en mouvement. Ils déterminent la fraction de flux entrant dans les solides en contact de telle manière que les températures moyennes des deux surfaces en contact soient identiques. C'est ce que nous appelons l'hypothèse du contact parfait. Les solides sont modélisés indépendamment l'un de l'autre et sont couplés par l'intermédiaire du coefficient de partage des flux  $\alpha$  qui correspond à la fraction du flux généré. Le partage du flux total dissipé au contact ( $Q$ ) se fait donc via un coefficient de partage  $\alpha$ . Celui-ci correspond à la fraction du flux entrant dans le corps 1 ( $Q_1$ ). La fraction complémentaire  $(1-\alpha)$  entre alors dans le corps 2 ( $Q_2$ ).

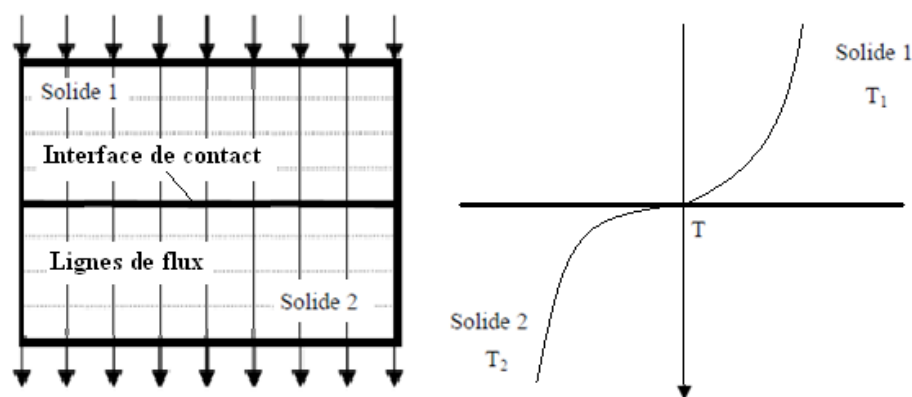


Figure IV.1. Représentation des lignes de flux et des champs de température à l'interface pour un contact parfait.

#### IV.3.1.1. Présentation du modèle d'Archard

Considérons la surface de contact entre le pion et le disque. La chaleur générée par le frottement  $Q_f = Q_d + Q_p$  est la somme des quantités de chaleur par unité de temps du cylindre

mobile  $Q_d$  et du pion  $Q_p$ . La quantité de chaleur  $Q_f$  est distribuée entre les deux surfaces. Cette puissance s'exprime en fonction de la contrainte normale de contact ( $P/A_r$ ), du coefficient de frottement ( $\mu$ ) et de la vitesse relative de glissement ( $v$ ). L'intégrale par rapport au temps de cette puissance donne donc l'énergie par unité de surface dissipée par frottement. Pour ce cas de chargement un cycle est composé d'une phase d'adhérence et d'une phase de glissement. Pendant la phase d'adhérence, la puissance dissipée est nulle. Pendant la phase de glissement, les contraintes tangentielles et les vitesses de glissement au contact évoluent dans le temps, la puissance dissipée varie donc également de telle sorte que l'élévation de température à l'interface  $\Delta T_m$  soit la même pour les deux solides. Ce qui permet de calculer les flux thermiques à travers chaque composant du couple, qui dépendent surtout des paramètres mécaniques  $P$  et  $v$ , de la géométrie du contact, de la capacité calorifique et du nombre de Peclet  $L$  [17] :

$$L = \frac{v.a}{2.\chi} \text{ avec } \chi = \frac{K}{\rho.Cp} \quad (\text{IV.1})$$

Si  $L < 0.1$ , nous pouvons considérer être en régime établi et la température du pion à l'interface s'écrit :

$$\Delta T_m = \frac{Q_p}{4.a.K_p} \quad (\text{IV.2})$$

De même, la relation conduisant à la température à l'interface du pion-cylindre, mais vue du côté cylindre, s'exprime par :

$$\Delta T_m = \frac{Q_d}{4.a.K_d} \quad (\text{IV.3})$$

Dans le cas de vitesses telles que  $L > 5$ , la température à l'interface est donnée par :

$$\Delta T_m = \frac{0,31.Q_d \sqrt{\frac{\chi_P}{v.a}}}{a.K_d} \quad (\text{IV.4})$$

Pour le domaine  $0,1 < L < 5$ , nous considérons la relation :

$$\Delta T_m = \frac{\xi.Q_p}{4.a.K_p} \quad (\text{IV.5})$$

avec  $\xi$  variant de 0,85 à 0,35 lorsque  $L$  varie de 0,1 à 5.

### IV.3.2. Modèles thermiques avec contact imparfait

Une autre approche de la modélisation de la dissipation d'énergie par frottement à l'interface de contact prend en compte les irrégularités de contact comme le frottement entre les aspérités des deux surfaces (Fig. IV.2). La présence d'irrégularités sur les surfaces de contact limite considérablement l'aire réelle de contact et forme une barrière thermique. Entre les zones en contact, il y a présence d'un espace interstitiel dont la conductivité est généralement beaucoup plus petite que celle des solides. La présence de ces espaces interstitiels perturbe les mécanismes d'échange de chaleur. Il apparaît alors un phénomène de constriction des lignes de flux qui se traduit par une perturbation de la température de contact. Il est alors nécessaire de prendre en compte deux résistances thermiques de contact [36]. Dans le cas de frottement d'une

aspérité sur une surface, entre autre Blok [15], puis Jaeger [23], proposent tous deux le concept de température flash. Ils considèrent un solide semi-infini soumis à une source thermique en mouvement. La forme de la source peut être circulaire, carrée ou bande, elle dépend de la forme du contact. La répartition de la densité de flux n'est pas forcément uniforme. En utilisant l'équation de la chaleur, ces auteurs ont déterminé le profil de température à la surface du solide semi-infini en régime permanent. La température maximale obtenue est alors appelée température flash. Cette approche est applicable, dans le cas où la pression au contact est telle que la surface réelle de contact est égale à la surface apparente.

Ling et al. [16] proposent une autre démarche pour calculer la température maximale atteinte au contact. Cette analyse est basée sur le fait que la surface réelle de contact n'est pas toujours égale à la surface apparente de contact. Dans ce cas. Le contact entre les deux solides a lieu en quelques points. Par contre, la température maximale obtenue, que Ling l'appelle température flash, peut être beaucoup plus importante que la température flash calculée par Blok et Jaeger.

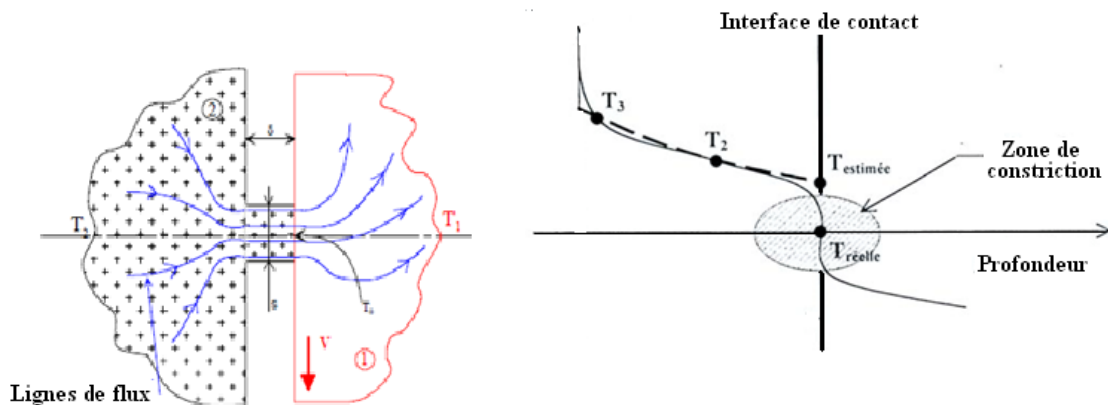


Figure IV.2. Représentation des lignes de flux et des champs de température à l'interface pour un contact imparfait. Représentation du phénomène de constriction.

#### IV.4. METHODE NUMERIQUE

L'étude du contact sec frottant, est complexe. De nombreux paramètres sont à prendre en compte. La limitation à l'étude d'un point de vue purement thermique se justifie dans la mesure où il est nécessaire de bien comprendre et maîtriser les différents phénomènes thermomécaniques séparément avant de s'attaquer au problème complet. Il semble donc important de coupler le développement de modèles à des investigations expérimentales afin d'améliorer la compréhension des phénomènes. L'instrumentation sera à déterminer de façon précise, de manière à ne pas perturber le contact thermique, mais en ayant un maximum d'informations sur les échanges thermiques entre les corps en contact. L'expérimental devra essayer de mettre en évidence les phénomènes thermiques mais la complexité de l'instrumentation nécessite de conduire en parallèle l'élaboration d'un modèle numérique. Ce dernier permettra en outre d'effectuer des études de sensibilité et des comparaisons avec les hypothèses couramment utilisées. Les modèles existants sont performants dans la détermination des températures dans les massifs. Dans notre étude, nous ne chercherons pas à justifier ou à révolutionner les modèles existants mais à approfondir ces modèles au niveau de l'interface de contact.

Notre modèle prend en compte le contact avec frottement entre deux surfaces parfaitement lisses (sans rugosités) sans considérer l'usure des corps en contact. Nous avons donc choisi un modèle thermomécanique adapté à ces surfaces lisses sans usure. Pour cela, le modèle des contacts parfaits a été programmé. Pour le partage du flux généré par frottement, l'équation de la chaleur et les caractéristiques des matériaux s'appliquent aux deux corps. Il existe donc à l'interface un phénomène de conduction thermique et de partage du flux généré par frottement. Les expressions du flux de conduction traversant la surface de contact s'expriment alors en fonction de la conductivité de chaque corps. Cette approche se base sur les techniques inverses. A partir des mesures fournies par un thermocouple placé à 2mm du contact ; la géométrie considérée est cylindrique axisymétrique. Dans un souci de simplicité de présentation de la méthode, les hypothèses suivantes sont prises en compte afin d'obtenir la distribution de chaleur et donc l'élévation de température à l'interface:

- les propriétés de matériaux étaient supposées constantes (homogène et isotrope),
- les propriétés thermiques ne dépendent pas de la variation de la température,
- le pion et le disque sont considérés comme des demi-espaces (qui sont isolés à l'extérieur de la zone de contact),
- le temps de glissement a été assez suffisant pour que l'état d'équilibre soit atteint,
- le coefficient de frottement constant,
- les corps ont les mêmes températures correspondant à chaque point dans la zone de contact,
- la distribution de chaleur peut être représentée par une fonction polynomiale.

#### IV.4.1. Expression analytique de l'équation de la chaleur

Dans un problème cylindrique et pour un matériau homogène et isotrope, l'équation de conduction de la chaleur est donnée par :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = K \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial T}{\partial r} \right) + K \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right) + Q_s \quad (\text{IV.6})$$

#### IV.4.2. Maillage

Le domaine physique est discrétisé en un domaine de calcul suivant un maillage non uniforme dans les directions horizontale et verticale. Le maillage est raffiné davantage dans la zone de contact pour donner plus de précision. Dans cette région, nous avons opté pour une forme du modèle théorique qui s'approche du modèle géométrique, en utilisant la technique d'escalier (Fig. IV.3).

Le stockage de la variable scalaire T sera effectué en chaque nœud de maillage. Les équations modélisées sont intégrées sur le volume de contrôle associé aux variables scalaires. Pour éviter une interpolation de la température dans la zone de contact, nous avons considéré des volumes entiers.

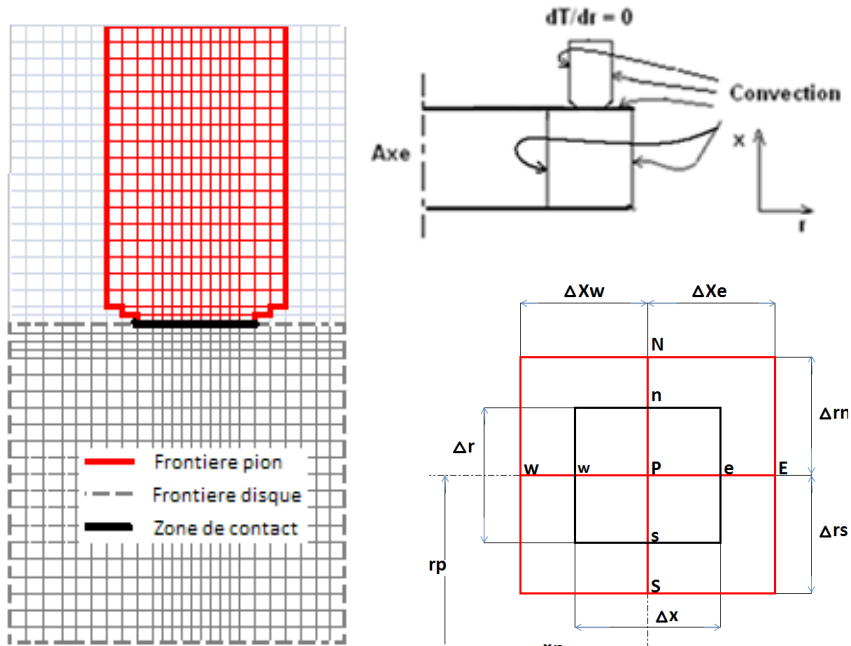


Figure IV.3. Maillage du modèle.

**IV.4.3. Conditions initiales et conditions aux limites**

Du point de vue thermique, pour intégrer l'équation de la chaleur, il faut auparavant définir les conditions aux limites suivantes :

- le flux de chaleur à la limite est spécifié par un coefficient de transfert de chaleur et une température du fluide :  $h = 12 \text{ [W/m}^2 \cdot \text{K]}$  (convection naturelle pour un arbre tournant) ;
- à l'instant initial, la température est uniforme dans le cylindre et est égale à la température ambiante  $T_0$  :  $T(r, x, 0) = T_0$  ;
- pour des raisons de symétrie, le flux de chaleur est nul sur l'axe:  $(\partial T / \partial r)(r, x, t) |_{r=0}$ .

**IV.4.4. Discrétisation de l'équation de la conduction**

En appliquant la méthode des volumes finis pour l'équation de la conduction de chaleur (IV.6), l'équation discrétisée devient alors:

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_s^e \int_w^n \rho C_P \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right) r \, dr \, dx \, dt = \rho C_P (T_P - T_P^0) r_P \Delta x \Delta t$$

$$= \rho C_P (T_P - T_P^0) \Delta V \tag{IV.7}$$

$$\int_s^e \int_w^n \int_t^{t+\Delta t} K \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial T}{\partial r} \right) r \, dr \, dx \, dt = K \left[ r_n \frac{(T_N - T_P)}{\Delta r_n} - r_s \frac{(T_P - T_S)}{\Delta r_s} \right] \Delta x \Delta t \tag{IV.8}$$

$$\int_w^e \int_s^n \int_t^{t+\Delta t} K \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\partial T}{\partial x} \right) r \, dr \, dx \, dt = K \left[ \frac{(T_E - T_P)}{\Delta x_e} - \frac{(T_P - T_W)}{\Delta x_w} \right] r_P \Delta r_{ns} \Delta t \quad (\text{IV.9})$$

$$\int_w^e \int_s^n \int_t^{t+\Delta t} \left( \frac{q}{dx} \right) r \, dr \, dx \, dt = H(T_P - T_f) \Delta S \Delta t \quad (\text{IV.10})$$

où  $\Delta S$  est la surface normale au flux de chaleur  $q$ .

En regroupant tous les termes, nous obtenons :

$$A_P \cdot T_P = A_E \cdot T_E + A_W \cdot T_W + A_N \cdot T_N + A_S \cdot T_S + A_P^0 \cdot T_P^0 + A_h \cdot T_f \quad (\text{IV.11})$$

Avec:  $A_E = K_e \cdot \Delta r / (\Delta z)_e$ ,

$$A_W = K_w \cdot \Delta r / (\Delta z)_w,$$

$$A_N = K_n \cdot \Delta z / (\Delta r)_n,$$

$$A_S = K_s \cdot \Delta z / (\Delta r)_s,$$

$$A_P = A_E + A_W + A_N + A_S + A_P^0,$$

$$A_P^0 = \rho \cdot C_p (\Delta z \Delta r) / \Delta t,$$

$$A_h = h \cdot \Delta S$$

#### IV.4.5. Résolution du système d'équations

Il existe plusieurs méthodes itératives comme celles de Jacobi, Gausse-Seidel et de balayage. Cette dernière converge plus vite que les deux autres, parceque les informations disponibles sur les limites du domaine étudié, sont introduites ligne par ligne, par intégration à l'intérieur du domaine de calcul, au lieu de point par point, comme pour le cas de Gausse-Seidel.

Pour résoudre le système d'équations IV.11. Nous avons utilisé la technique de balayage, qui permet de transformer un système d'équations pentagonal, en un système tri diagonal qui peut être résolu par l'algorithme de thomas [35]. Dans notre problème, nous avons utilisé deux balayages successifs suivant  $x$  et suivant  $r$ . La méthode TDMA (tri-diagonal matrix algorithm) est utilisée après chaque balayage pour résoudre les systèmes d'équations tri diagonaux.

La méthode d'optimisation utilisée est une méthode itérative. La description de l'algorithme de calcul est repris sur la figure IV.4. Le champ de température dans le volume et le flux entrant sur la surface étant connus à un instant  $t$  donné, la valeur de flux thermique à l'instant suivant est recherchée de manière à ce que la valeur de température mesurée aux point  $P_i$  coïncide avec la valeur déterminée numériquement.

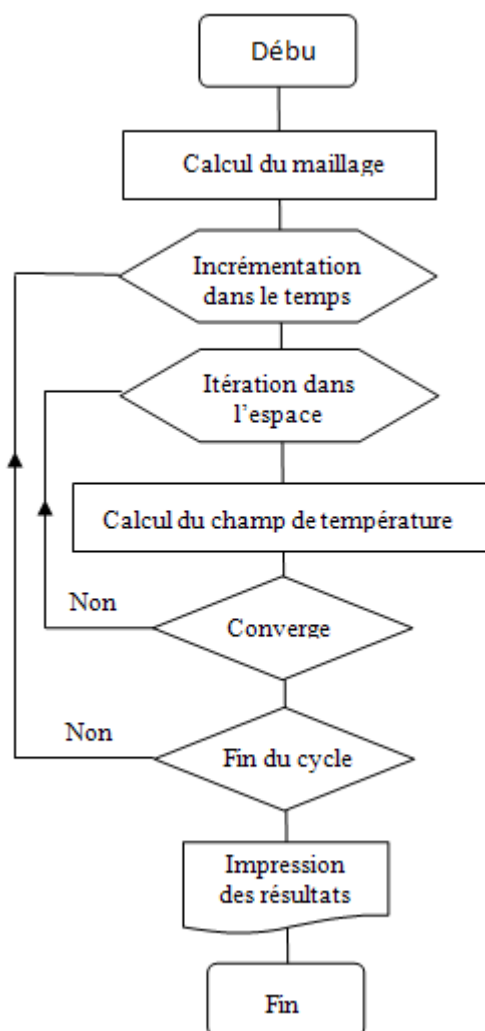


Figure IV.4. Organigramme du code de calcul numérique de la température.

## IV.5. RESULTATS ET DISCUSSION

### IV.5.1. Influence de la charge normale et de la vitesse de glissement sur la température déterminée expérimentalement

Lors de l'étude de la température d'essai, les pions utilisés étaient instrumentés de thermocouples. Ces mesures ont permis d'avoir une estimation du flux thermique dans le pion. Les températures mesurées se stabilisent après 900 secondes (Fig. IV.5). Ce temps correspond également à la stabilisation du coefficient de frottement (cf. Fig. II.7).



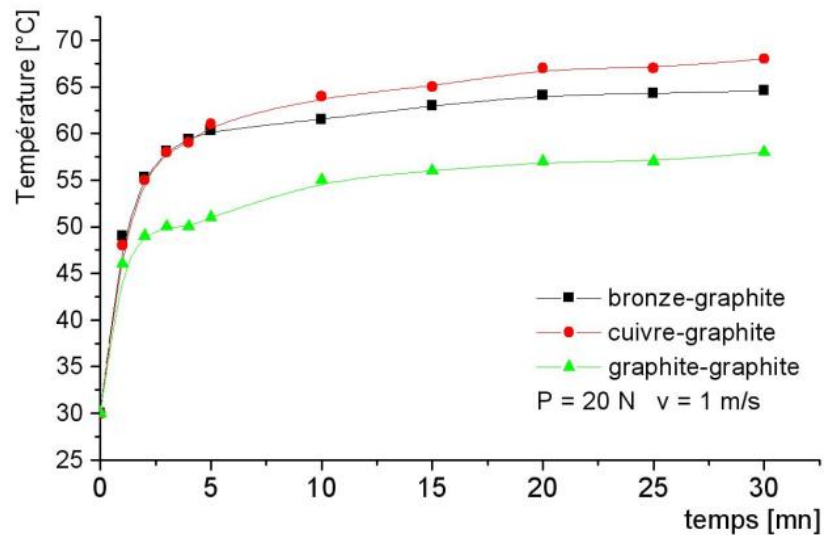


Figure IV.5. Variation de la température à 2 mm du contact en fonction du temps de glissement.

Nous avons réalisé une première acquisition du champ des températures dans le pion. La figure IV.6 présente les mesures des températures obtenues par le thermocouple à 2 mm de la surface de contact en fonction du temps pour différentes charges, vitesses et nature des matériaux en contact. En effet, au régime établi, la valeur mesurée de la température est presque constante.

Les Figures IV.7 et IV.8 montrent que la température augmente avec l'augmentation de la charge et de la vitesse de glissement et atteint une valeur maximale de 90°C pour le couple cuivre-graphite, 70°C pour le couple bronze-graphite et 62°C dans le cas du couple graphite-graphite. 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. La pression de contact a pour conséquence d'accroître l'aire réelle de contact. En effet, le niveau des pressions locales atteintes lors du contact frottant sont de l'ordre des MPa (cf. TabV.1). Ceci a pour effet de dégrader toutes les irrégularités des surfaces et de les transformer en troisième corps. Il est aussi important de rappeler que ponctuellement, nous pouvons avoir des températures flash à l'échelle des aspérités, qui dépasse largement les températures calculées [38]. En effet, lorsque l'aire réelle de contact diminue, la température se concentre dans de petits volumes, entraînant alors une fusion locale du matériau le plus fusible [39] (Fig. IV.9). Donc la température de contact accélère la vitesse des différentes réactions et en particulier celle de la formation de la couche d'oxyde (cf. Figs. VI.4, VI.12 et VI.19) et change les propriétés mécaniques des surfaces en contact, surtout quand  $P$  et  $v$  sont élevées, d'où les conséquences sur le comportement tribologique [40].

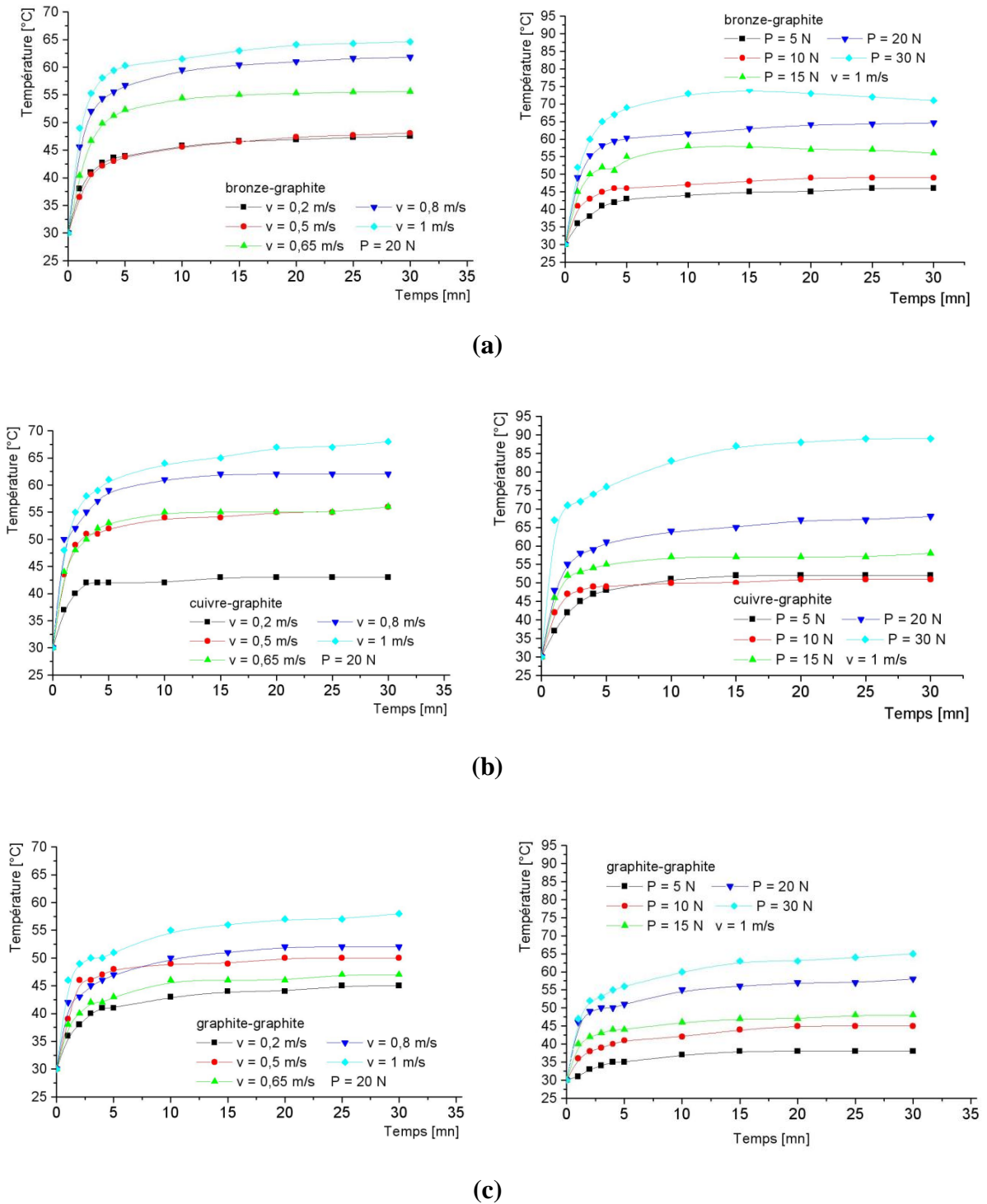


Figure IV.6. Variation de la température enregistrée par le thermocouple en fonction du temps pour différent vitesses de glissement et de la charge appliquée pour les couples (a) bronze-graphite (b) cuivre-graphite (c) graphite -graphite.

Néanmoins, en plus des effets de température sur les propriétés mécaniques, d'autres phénomènes peuvent engendrer de l'augmentation de la température. Des résultats récents utilisant la microscopie à force atomique (AFM), indiquent que la température induite par une adhérence élevée peut être un mécanisme supplémentaire à l'usure accrue observée à des températures élevées [41].

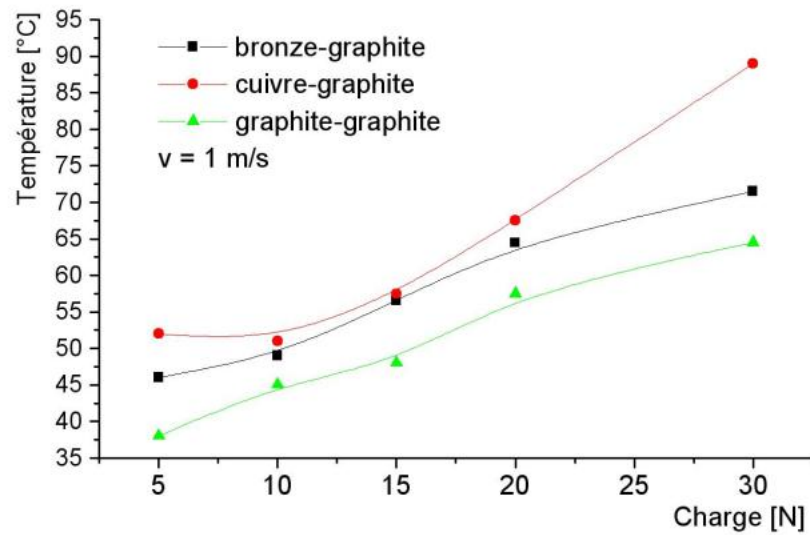


Figure IV.7. Variation de la température enregistrée par le thermocouple en fonction de la charge appliquée  $v = 1$  m/s.

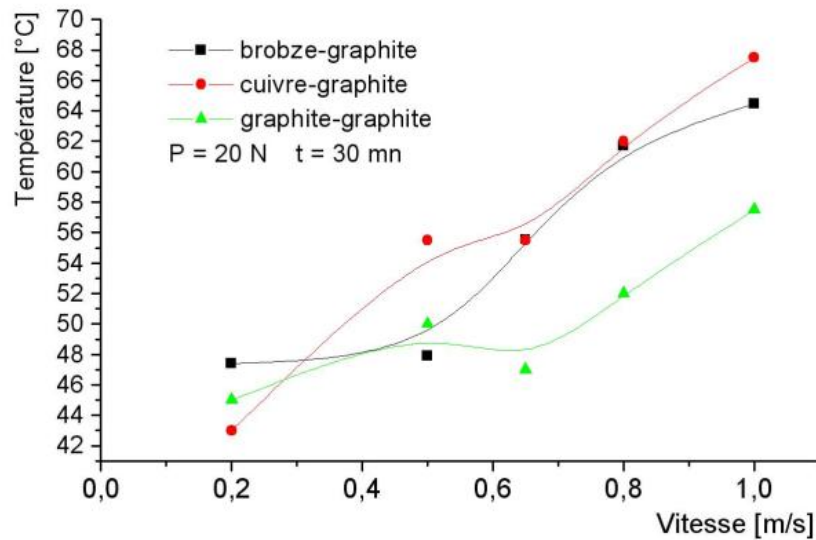


Figure IV.8. Variation de la température enregistrée par le thermocouple en fonction de la vitesse de glissement  $P = 20$  N.

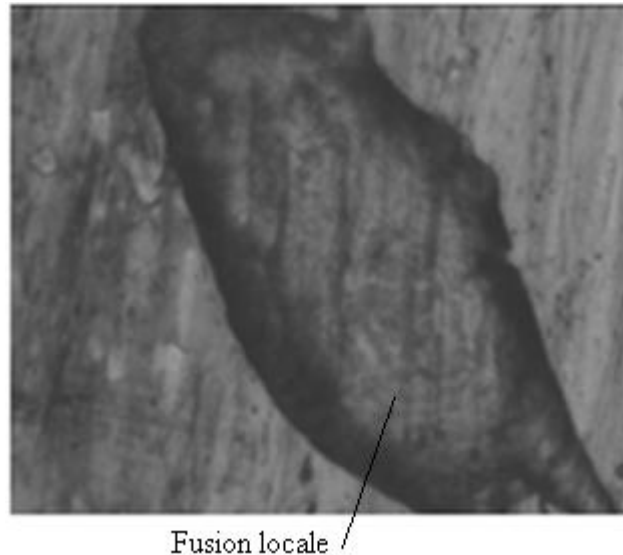


Figure IV.9. Image optique d'une zone usée du cuivre,  $P = 20 \text{ N}$  et  $v = 1 \text{ m/s}$ .

#### IV.5.2. Influence de la charge normale et de la vitesse de glissement sur l'énergie développée au niveau du contact

L'énergie globale dissipée par frottement correspond à l'énergie globale amenée au système mécanique. Cette énergie disponible peut-être utilisée dans le système sous différents mécanismes tels que le dégagement de chaleur (principal mécanisme), la déformation des corps, les transformations de surface ou encore les vibrations [42].

La dissipation d'énergie au niveau du contact entraîne une élévation locale de la température. Cette élévation entraîne une dilatation locale du matériau. Cette dilatation peut alors jouer un rôle sur les conditions locales de contact.

La variation de l'énergie dissipée à l'interface est constante dans le temps (Fig. IV.10). Dans ce cas un cycle est composé d'une phase d'adhérence et d'une phase de glissement. Pendant la phase d'adhérence, la puissance dissipée est nulle. Pendant la phase de glissement, les contraintes tangentielles évoluent (cf. Fig. V.6).

Dans les phases dissipatrices d'énergie (phases de glissement). L'énergie dissipée localement pendant la phase de glissement n'est donc que légèrement plus importante que celle qui serait dissipée dans un contact parfaitement glissant [57]. Les énergies surfaciques dissipées localement pour les trois couples sont tracées en fonction de la charge et de la vitesse de glissement (Figs IV.11 et IV.12). En effet, l'énergie dissipée par le couple cuivre-graphite est plus importante que celle des deux autres couples où la dissipation est de même ordre ; le pourcentage du flux de chaleur évacuée par le pion en cuivre est beaucoup plus élevé que celui évacué par les couple bronze-graphite et graphite-graphite à cause des propriétés thermiques du cuivre, plus précisément sa conductivité thermique plus élevée.

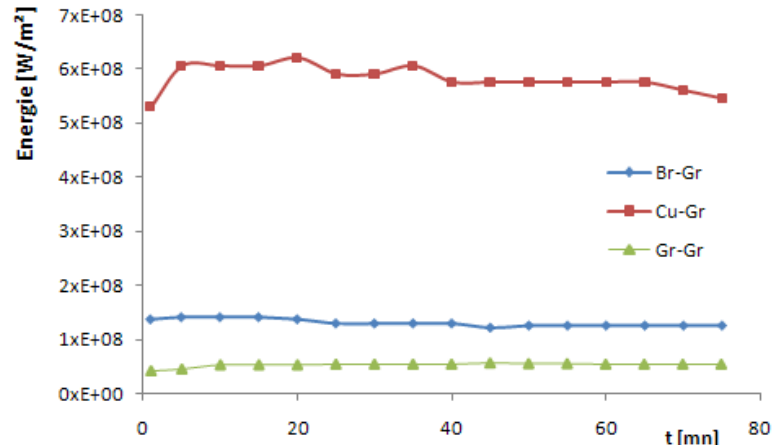


Figure IV.10. Variation de l'énergie dissipée à l'interface du contact en fonction du temps de glissement.

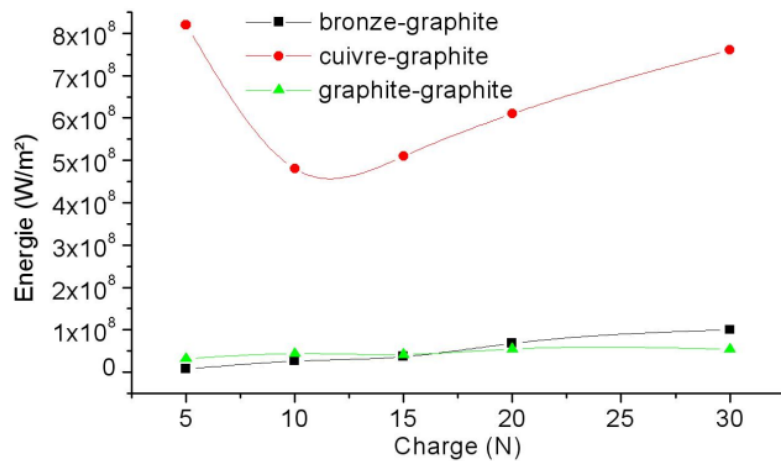


Figure IV.11. Variation de l'énergie dissipée à l'interface du contact en fonction de la charge appliquée  $v = 1$  m/s.

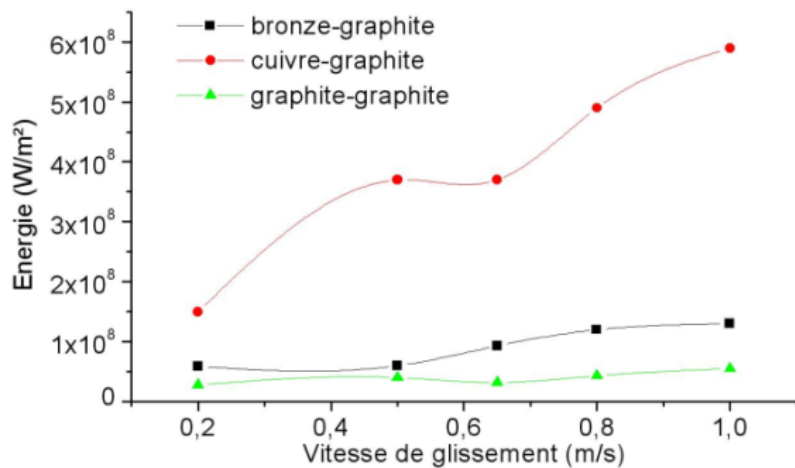


Figure IV.12. Variation de l'énergie dissipée à l'interface du contact en fonction de la vitesse de glissement  $P = 20$  N.

### IV.5.3. Influence de la charge normale et la vitesse de glissement sur la température de contact (numérique)

Les mesures de la température dans les pions instrumentés de thermocouple ont permis d'avoir une estimation du flux thermique dans le pion. En fait, il est impossible de s'approcher suffisamment de l'interface de contact. Ce qui nous a conduit à développer et utiliser des techniques de calculs numériques et d'évaluer par une méthode basée sur les volumes finis la distribution du champ de température dans tout le domaine géométrique et particulièrement au point de contact. Ce flux est évalué en s'appuyant sur un certain nombre de constantes qui caractérisent les propriétés mécaniques des matériaux en contact. Les sources potentielles d'échauffement lors du frottement sont : la conduction, la convection et l'énergie dissipée par la déformation plastique.

A partir de la température expérimentale nous avons pu estimer la température à l'interface en utilisant les mêmes conditions expérimentales : température initiale, charge, vitesse et coefficient de frottement mesuré expérimentalement. Nous notons une certaine similitude entre les relevés des thermocouples et le tracé des températures moyennes (Figs. IV.13 et IV.14). La température mesurée sur le pion en cuivre est nettement supérieure à celle mesurée sur le pion en bronze ou en graphite.

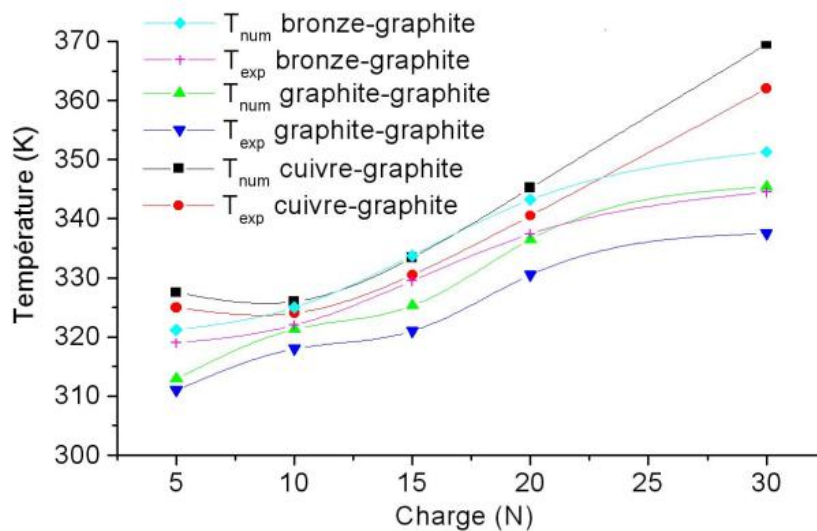


Figure IV.13. Températures maximales de contact et expérimentale enregistrée à 2 mm du contact en fonction de la charge ( $v = 1$  m/s).

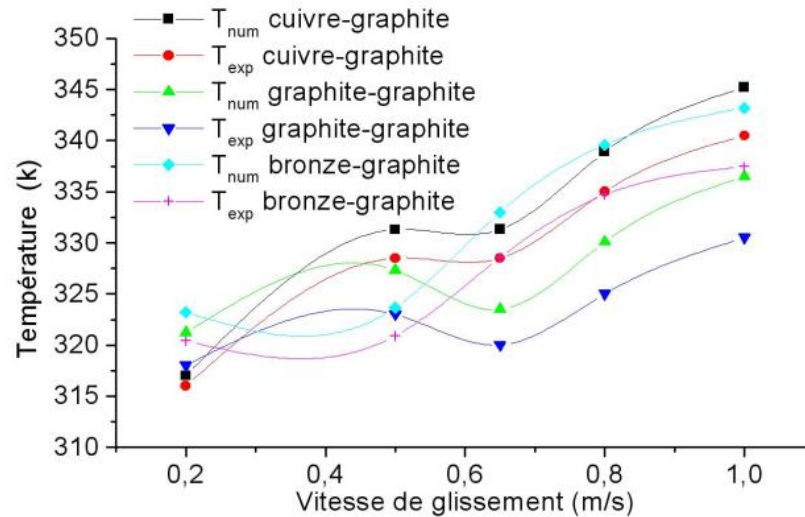
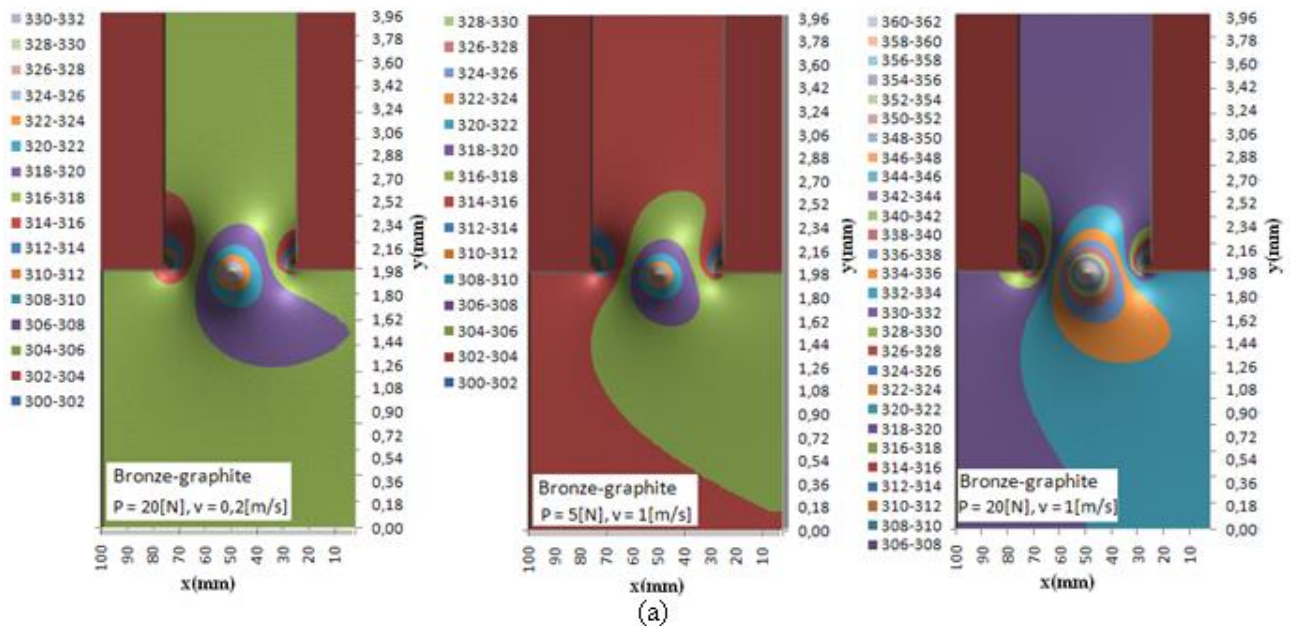


Figure IV.14. Températures maximales de contact et celle expérimentale enregistrée à 2 mm du contact en fonction de la vitesse ( $P = 20 \text{ N}$ ).

Les figures IV.15 illustrent la distribution de la température dans le pion et le disque pour différents couples. La température est maximale au point de contact (Figs. IV.16, IV.17). Plus nous s'éloignons, soit en profondeur, soit latéralement, la température diminue de plus en plus et atteint son minimum sur les frontières extérieures. De plus, il est important de remarquer que lors du calcul par méthode inverse, il faut tenir compte de l'usure du pion ou du transfert suivant le type de mécanismes d'endommagement et rectifier en conséquence la position des thermocouples dans le programme de calcul.



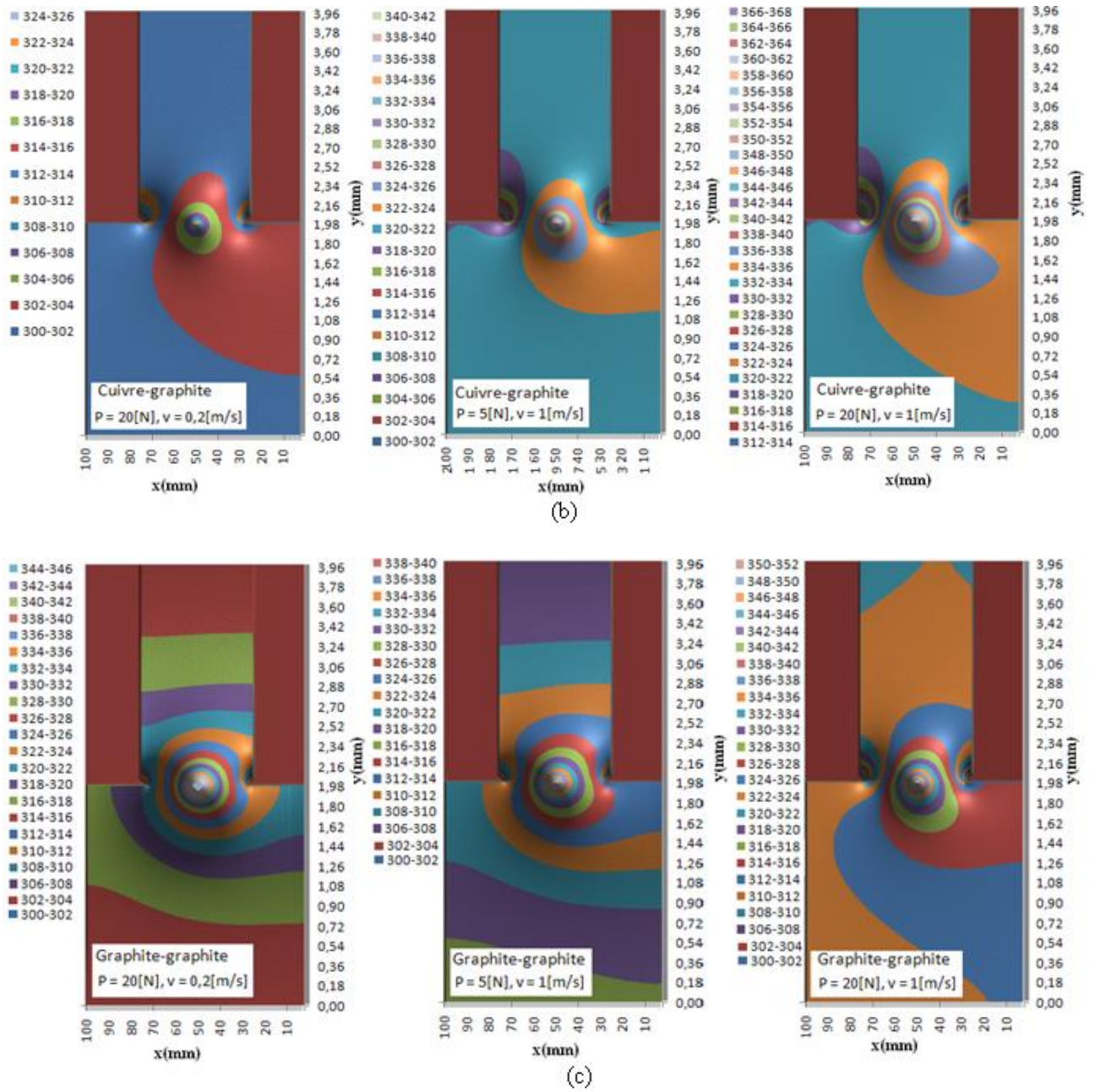


Figure IV.15. Répartition de la température dans le volume du pion et du disque pour les contacts : (a) bronze-graphite (b) cuivre-graphite (c) graphite-graphite.



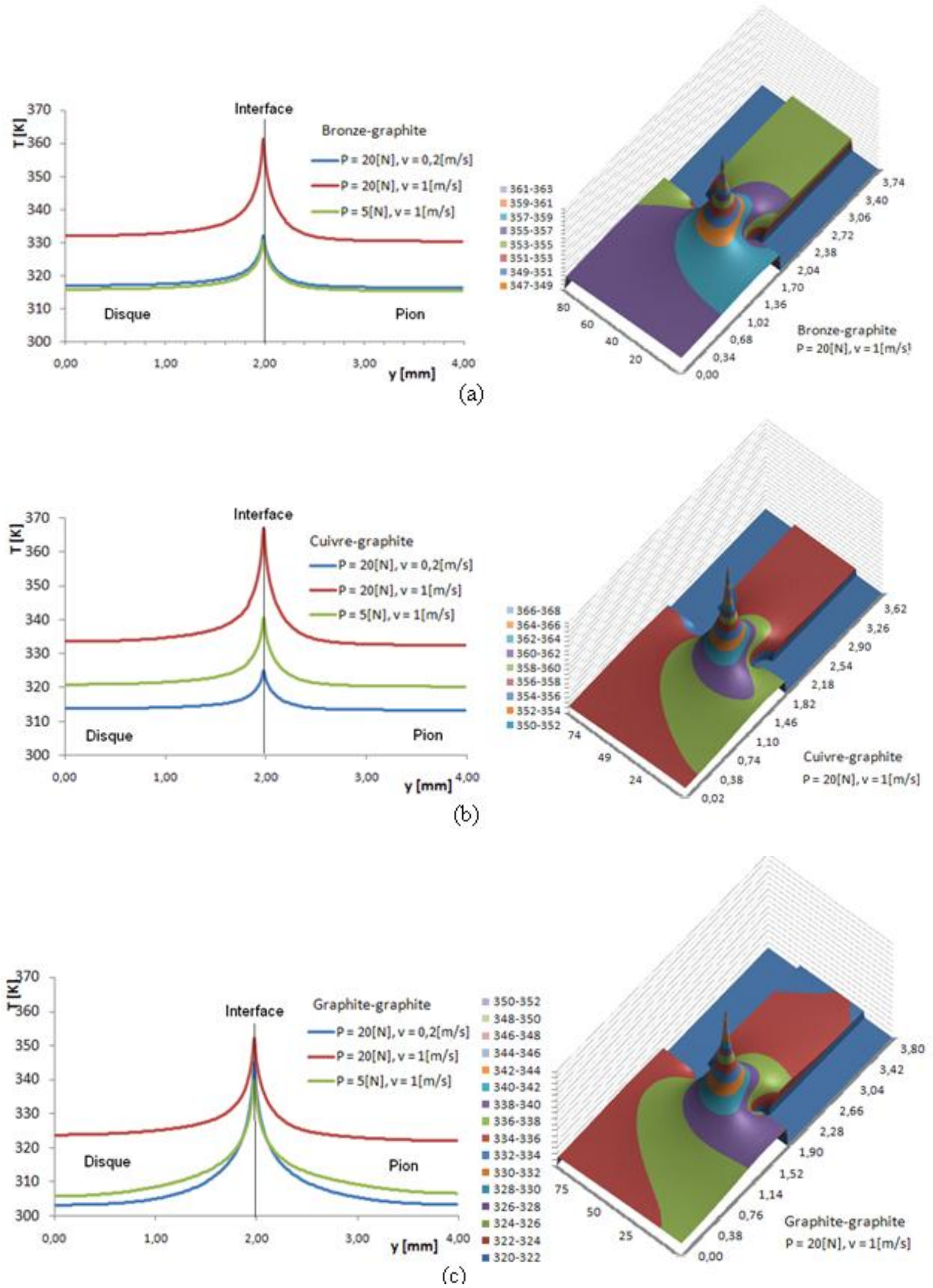


Figure IV.16. Répartition de la température dans le disque, le pion et à l'interface du contact des couples (a) bronze-graphite (b) cuivre-graphite (c) graphite-graphite.

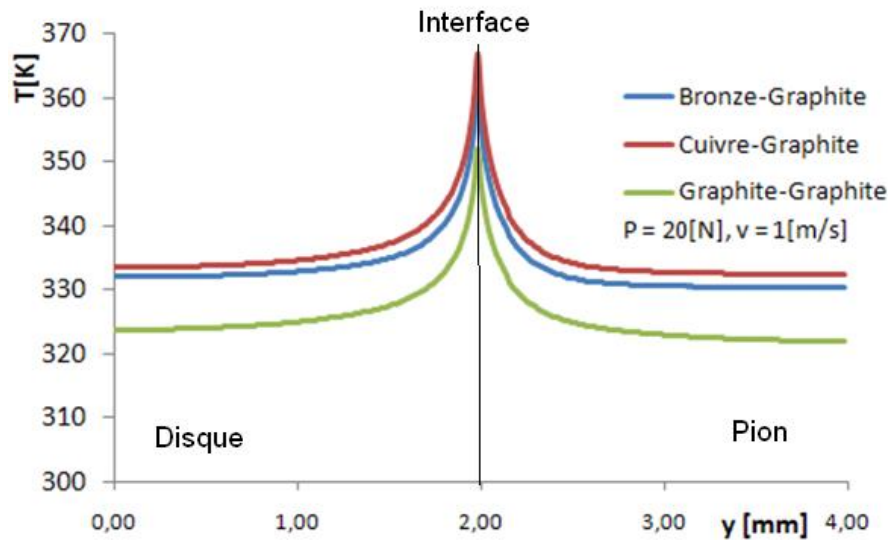


Figure IV.17. Répartition de la température dans le disque, interface et pion des trois couples.

#### IV.5.4. Etude comparative entre la température numérique et théorique (théorie d'Archard)

La confrontation des deux méthodes de calcul, numérique et théorique (Fig. IV.18), montre que l'incertitude relative varie, selon les couples en contact, de 52 à 76%, nous remarquons aussi que les deux méthodes donnent la même allure avec un écart presque constant. C'est la raison pour laquelle nous avons corrigé la méthode d'Archard en ajoutant ou en retranchant une constante pour minimiser la moyenne des écarts entre elles. Néanmoins, pour le couple cuivre-graphite, cette constante est égale à 30 (Fig. IV.18(b)), et pour le couple graphite-graphite elle est de -30 (Fig. IV.18(c)), mais pour couple bronze-graphite la constante est de 0 pour une variation en fonction de la vitesse et de 15 pour une variation en fonction de la charge (Fig. IV.18(a)). Bien entendu, les paramètres utilisés dans le modèle d'Archard sont contestables puisque qu'ils n'ont pas été évalués en cours d'essai. Cependant, les résultats numériques sont compatibles avec les résultats obtenus expérimentalement. De plus, la méconnaissance des surfaces réelles de contact introduit des incertitudes dans les comparaisons numériques et théoriques. Après cette correction, la méthode d'Archard corrigée est en bonne concordance avec les résultats numériques.

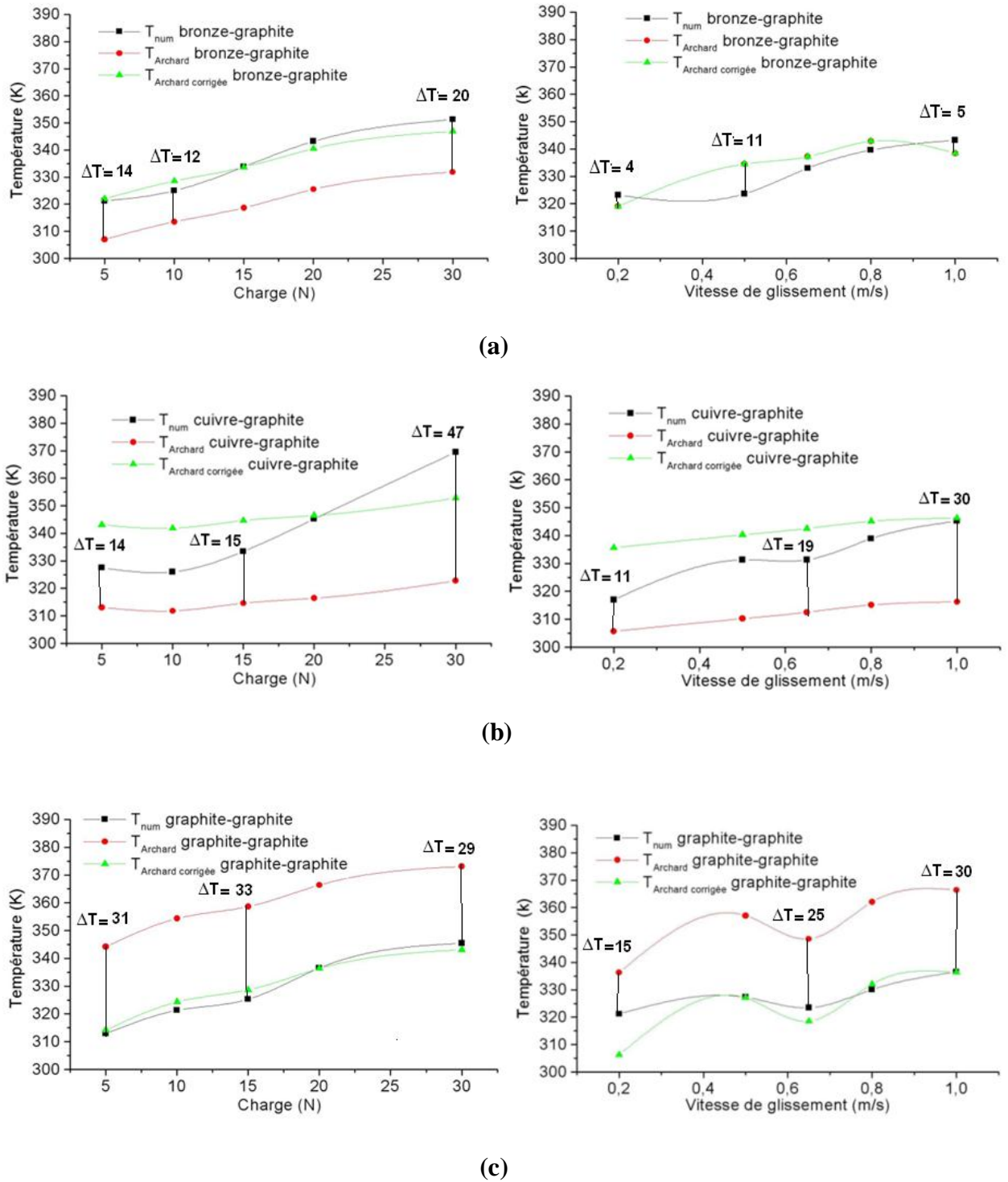


Figure IV.18. Confrontation du modèle Théorique d'Archard et numérique, en fonction de la charge appliquée et de la vitesse de glissement des couples (a) bronze-graphite (b) cuivre-graphite (c) graphite-graphite.

#### IV.6. CONCLUSION

Le modèle numérique exposé est un modèle de conduction traité dans une géométrie de révolution. Ce modèle a permis de décrire correctement la distribution de la température en tout

point du modèle géométrique, et plus particulièrement au voisinage de la surface de contact. En effet, les résultats obtenus à partir de la résolution numérique de l'équation de la chaleur, nous ont permis de mettre en évidence la température expérimentale mesurée à 2 mm de contact.

Il ressort de notre étude que :

- la modélisation a fourni un moyen précis de déterminer la distribution du champ de température dans tout le domaine géométrique et notamment au point de contact des couples glissant ;
- bien qu'ayant supposé la surface de contact et les caractéristiques thermiques des matériaux constantes pendant le glissement, les valeurs du coefficient de frottement défini dans notre modèle, sont celles déterminées expérimentalement ;
- la théorie d'Archard est en bonne concordance avec les résultats numériques lorsque la température maximale de contact varie avec la charge et la vitesse du couple, bronze-graphite. Les résultats du couple graphite-graphite sont en bonne corrélation avec ceux d'Archard corrigées et ce, quelque soient les valeurs des paramètres  $P$  et  $v$ .

L'outil analytique montrant sa limite dans l'évaluation des températures dans un contact à trois corps. Le modèle axisymétrique est le plus intéressant de ce point de vue. En effet, nous avons vu qu'il allie une bonne précision dans les niveaux de températures obtenus ainsi qu'un temps de calcul.

Il faut toutefois préciser que cette étude suppose une surface de contact constante. Or, nous savons qu'à la température de ramollissement du matériau, il apparaît un affaissement qui provoque une augmentation de la surface de contact. De façon générale, nous pourrions donc penser que le modèle étudié ne décrit le comportement de contact que pour des températures inférieures à la température de ramollissement du matériau le plus fusible.

#### **Références bibliographiques (chapitre IV)**

- [1] O. Lesquois. Dégradations dans un contact à grande vitesse en régime transitoire. Thèse de l'Ecole Centrale de Lyon. 1994.
- [2] R.S. Cowan, W.O. Winer. Thermomechanical wear modelling. *TriboTest* 1 (2) 111–123. 1994.
- [3] M. Raynaud, P. Chantrenne. Mesure des températures et flux surfaciques par conduction inverse. Application au frottement sec. Journées Européennes du Freinage 98 Conférence. 133–140. 1998.
- [4] C. Lazarbal et F. Danes ; Etude de l'effet des groupements des spots de contact sur la résistance thermique des contacts statiques. Congrès Français de Thermique SFT99. pp. 51-56. 1999.
- [5] J. Denape, N. Laraqi, Aspect thermique du frottement: mise en evidence experimentale et éléments de modélisation. *Mecanique and industries* 1. 563–579. 2000.
- [6] N. Laraqi, A. Bayri, L. Ségui. Temperature and thermal resistance in frictional devices. *Applied Thermal Engineering* 24. 2567–2581. 2004.
- [7] Y. Desplanques, O. Rousette, G. Degallaix, R. Copin, Y. Berthier. Analysis of tribological behaviour of pad-disc contact in railway braking: Part 1. Laboratory test

- development. Compromises between actual and simulated tribological triplets. *Wear* 262 (5–6) 582–591. 2007.
- [8] O. Dalverny et J. Denape ; Evaluation des températures interfaciales en frottement sec ; 14ème Congrès Français de Mécanique. Toulouse. 1999.
- [9] N. Laraqi and all, Temperature and thermal resistance in frictional devices. *Applied Thermal Engineering* 24. 2567–2581. 2004.
- [10] O. Lesquois, Dégradations dans un contact à grande vitesse en regime transitoire. Thèse de L'ècole centrale de Lyon. 1994.
- [11] O. Dalverny, Vie tribologique à chaud et température inter faciale dans des contacts céramiques. Thèse de l'Université Bordeaux. 1998.
- [12] Y. Desplanques, O. Rousette, G. Degallaix, R. Copin, Y. Berthier, Analysis of tribological behaviour of pad-disc contact in railway braking: Part 1. Laboratory test development. compromises between actual and simulated tribological triplets. *Wear* 262 (5–6) 582–591. 2007.
- [13] 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.
- [14] C. Lazarbal et F. Danes ; Etude de l'effet des groupements des spots de contact sur la résistance thermique des contacts statiques. Congrès Français de Thermique SFT99. pp. 51-56. 1999.
- [15] H. Blok. General discussion on lubrication and lubricants. *Proc. Inst. Mech. Eng.* Vol. 2 ; pp. 14. 1937.
- [16] F.F. Ling et S.L. Pu ; Probable interface temperature of solids in sliding contact. *Wear.* Vol. 7. pp. 23-34. 1964.
- [17] J.F. Archard ; The temperature of rubbing surfaces. *Wear.* Vol. 2. pp. 438-455. 1958.
- [18] P. Vernotte, Calcul numérique, calcul physique : Application à la thermocinétique . Publications scientifiques et techniques du ministère de l'air. 1956.
- [19] B. Gecim, W. O. Winer. Steady temperature in a rotating cylinder subject to surface heating and convective cooling. *ASME J. Tribol.* vol. 106. pp. 120-127. 1984.
- [20] J.D. Hoffman, *Numerical Methods for Engineers and Scientists.* Marcel Dekker. New York. 2001.
- [21] P. Dufrenoy, Two-three-dimensional hybrid model of the thermomechanical behavior of disc brakes. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. Part F: Journal of Rail and Rapid Transit* 218 (1), 17–30. 2004.
- [22] M. Taburdagitan, M. Akkok, Determination of surface temperature rise with thermo-elastic analysis of spur gears. *Wear.* 261 (5–6) 656–665. 2006.
- [23] J.C. Jaeger, Moving sources of heat and the temperature at sliding contact. *Proceeding of the royal society. NSW.* Vol. 56. pp. 203-224. 1942.
- [24] A. Cameron, A.N. Gordon, G.T. Symm. Contact temperatures in rolling/sliding surfaces. *Royal Society. Proceedings Series A* 286 (1404); pp. 45–61. 1965.
- [25] W.Y.D. Yuen. Heat conduction in sliding solids. *International Journal of Heat and Mass Transfer.* 31 (3). Pp. 637–646. 1988.

- [26] J. Bos, H. Moes. Frictional heating of tribological contacts. *Journal of Tribology* 117 (1) 171–177. 1995.
- [27] R. Komanduri, Z.B. Hou. Analysis of heat partition and temperature distribution in sliding systems. *Wear* 250–251 (2) 925–938. 2001.
- [28] N. Laraqi and al., Temperature and thermal resistance in frictional devices. *Applied Thermal Engineering* 24. 2567–2581. 2004.
- [29] N. Laraqi and al., Temperature and division of heat in a pin-on-disc frictional device. Exact analytical solution. *Wear*.08.016. 2008.
- [30] J. S. Le Brizaut, D. Delaunay, B. Garnier et Y. Jarny. Implimentation of an inverse methode for identification of reticulation kinetics from temperature measurements on a think sample. *Int. J. Heat Mass Transfert*. vol. 36. pp. 4039-4047. 1993.
- [31] P. Ragot , Identification inverse des lois de contact thermomécaniques : application au domaine du freinage ferroviaire . Thèse de l'université de Bordeaux I. N° 1847. 1998.
- [32] P. Chautreue : Détermination des paramètres d'un modèle thermique du contact sec-glissant. Application aux roulements en ambiance cryogénique. Thèse INSA de Lyon N° 95 ISAL 0110. 1995.
- [33] J.P. Bardon : Bases physiques des conditions de contact thermique imparfait entre milieux en glissement relatif: *Rev. Gén. Themi. Fr.* : N° 386. pp. 35-91. 1994.
- [34] P. Vernotte : Calcul numérique. calcul physique : Application à la thermocinétique : Publications scientifiques et techniques du ministère de l'air. 1956.
- [35] S. V. Patankar. *Numerical heat transfer and fluid flow*. Mc Gran-hill. New York 1980.
- [36] L. Vannina. Modélisation numérique temporelle d'un contact trottant Mise en évidence d'instabilités locales de contact - Conséquences tribologiques. Thèse de doctorat. Institut National des Sciences Appliquées de Lyon. 2005
- [37] M. KALIN, Influence of flash temperatures on the tribological behaviour in low-speed sliding: a review. *Materials Science and Engineering A*. Vol. 374. pp. 390-397. 2004.
- [38] A. Bouchoucha, S. Chekroud, D. Paulmier. Influence l'oxygène sur le comportement en frottement et usure du couple cuivre-acier traversé par un courant électrique. *EJMEEM*. Vol. 48. 177-184, 2003.
- [39] H. Zhao, G.C. Barber, J. Liu. Friction and wear in high speed sliding with and without electrical current. *Wear* 249. Pp. 409-414. 2001.
- [40] A. Gaard, P. Krakhmalev, J. Bergström, J.H. Grytzelius, H.M. Zhang. Experimental study of the relationship between temperature and adhesive forces for low alloyed steel. Stainless steel and titanium using atomic force microscopy in ultrahigh vacuum. *Journal of Applied Physics* 103. 2008.
- [41] H.A., Abdel-Aal On the interdependence behaved kinematics of friction releases a thermal energy and the transition in wear mechanisms dirtying sliding of metallic pairs. *Wear*. 254. pp. 884-900. 2003.
- [42] G.G. Adams. Radiation of Body Waves induced by the Sliding of an Elastic Half-Space against a Rigid Surface. *Journal of Applied Mechanics*. vol. 67(1). pp. 1-5. 1999.

## CHAPITRE V

### ANALYSE MECANIQUE DES CONTACTS DYNAMIQUES

#### V.1. INTRODUCTION

Afin d'évaluer l'usure des couples tribologiques, il est important de connaître le type et l'amplitude des contraintes mécaniques imposées au niveau du contact.

Pour le calcul du champ des contraintes dans un contact glissant, Diao et autres [1] ont analysé un contact 2D glissant sous une distribution de pression elliptique. D'autre part, Stephens et al [2-4] ont analysé un contact 2D glissant d'un revêtement sous un indenteur cylindrique. Initialement, la formulation des états de contact suivait une approche analytique exclusivement pour des sollicitations restant dans le domaine élastique et pour des géométries de contact relativement simples. Avec l'introduction du calcul par éléments finis il devient possible de résoudre un nombre de problèmes aux géométries plus complexes, d'introduire différentes lois de frottement, et surtout de prendre en compte les phénomènes de plastification.

Dans notre cas, nous avons considéré un contact sec sphère-plan dans les deux états, statique et dynamique. Il s'agit donc d'aborder l'influence de chargements normal  $P$  et tangentiel  $F$ . Nous déterminerons les états de contrainte dans le plan et plus spécifiquement l'état de contrainte le plus sévère, ainsi nous pourrons évaluer les grandeurs caractéristiques de la mécanique ( $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_e$ ,  $\tau_{max}$ ) dans l'objectif d'analyser les dégradations des matériaux. Pour ce faire, une modélisation numérique du contact a été élaborée par une programmation en Matlab. Cet outil permet à l'issue du calcul d'obtenir des visualisations des champs des contraintes [5,6].

Afin d'analyser ces champs, nous avons considéré la solution du problème plan semi-infini donnée par Mc Ewen [7] et Johnson [8], avec une pression de contact limitée à une zone de contact circulaire de rayon  $a$ . Pour déterminer les contraintes, avec la moindre erreur, nous avons besoin des valeurs du coefficient de frottement déterminés expérimentalement (Chap. II). L'évaluation de l'usure par la détermination de pesage (Chap. III) permet de comparer les contraintes limites atteintes et l'usure en fonction des paramètres mécaniques.

Notre objectif n'est pas de donner une description exhaustive de la mécanique du contact, mais [7, 8] plutôt d'aborder l'influence du chargement normal et tangentiel pour le cas sphère-plan. A partir des chargements extérieurs ( $P$ ,  $F$ ) de la nature des couples en contact, nous déterminerons les états de contrainte dans le plan et plus spécifiquement l'état de contrainte le plus sévère, ainsi nous pourrons évaluer les grandeurs caractéristiques de la mécanique ( $\sigma_x$ ,  $\sigma_e$ ,  $\tau_{max}$ ) dans l'objectif d'analyser les dégradations des matériaux.

## V.2. MODELISATION

Les méthodes analytiques ont essentiellement été développées et utilisées pour des contacts de géométrie simple de corps massifs. Ces méthodes nécessitent des temps de calculs courts mais leur application à des composants mécanique de géométrie complexe n'est possible qu'avec des hypothèses simplificatrices. De plus, les études analytiques de contact ont souvent été réalisées en statique comme en dynamique. Des études analytiques menées [9, 10] donnent une bonne approximation des grandeurs globales telles que : la pression de contact maximale, la raideur normale de contact et la forme des champs de pression.

### V.2.1. Application d'un effort normal

La théorie de Hertz [11] montre que lorsque deux solides de révolution sphérique sont mis en contact sous l'effet d'un effort normal, l'aire de contact est un cercle (Fig. V.1). Les relations de Hertz permettent d'établir différentes relations en fonction de l'effort normal, des propriétés élastiques et de la géométrie de contact. Considérons le contact sphère-plan à pression normale. L'indice 1 et les valeurs sans indice, sont associées au plan, alors que l'indice 2 correspond au matériau de la sphère. Pour mieux comprendre les phénomènes à l'interface, il faut donc évaluer le champ des contraintes qui influence la capacité portante du contact. Pour cela, les deux corps en contact sont modélisés par semi-espaces élastiques. Le contact hertzien [11], quasi-statique et sans frottement (Fig. V.1) se place dans les hypothèses suivantes :

- s'il n'existe aucune pression entre les deux corps, le contact n'a lieu qu'en un seul point ;
- les corps en contact sont supposés limités par des surfaces possédant une normale commune et un plan tangent commun ;
- les surfaces sont parfaitement lisses ;
- il n'y a pas de frottement entre les deux surfaces en contact ;
- les matériaux des deux corps sont homogènes, isotropes et élastiques linéaires ;
- les dimensions de l'aire de contact sont petites par rapport aux rayons de courbure principaux des surfaces en contact.

Pour simplifier, nous ne considérons que des solides de révolution, pour lesquels l'aire de contact est un cercle de rayon  $a$ , ou des cylindres coaxiaux dans lesquels l'aire se réduit à une bande de largeur  $2a$ .



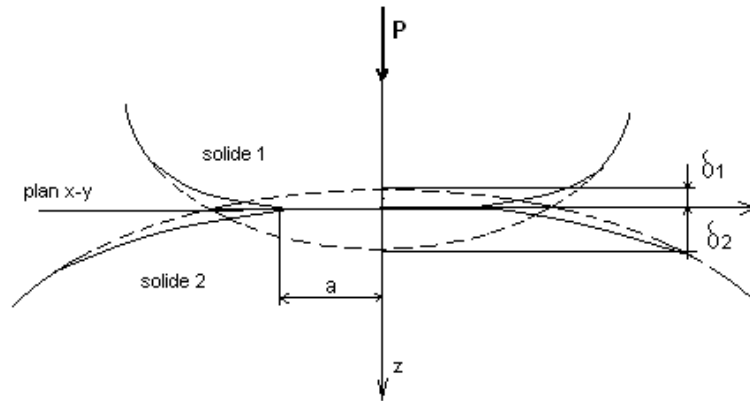


Figure V.1. Contact d'Hertz.

Le rayon de contact  $a$  est donné par :

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

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

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

La pression maximale  $P_0$

$$P_0 = \left( \frac{6PE^{*2}}{\pi^3 R^2} \right)^{1/3} \quad (\text{V.3})$$

La pénétration de l'indenteur  $\delta$

$$\delta = \frac{a^2}{R} \left( \frac{9P^2}{16RE^{*2}} \right)^{1/3} \quad (\text{V.4})$$

où  $R$  est le rayon de l'indenteur,  $P$  étant la charge normale.

### V.2.2. Chargement tangentiel et glissement

Très souvent un déplacement tangentiel dynamique est associé à la charge appliquée. Dans certains cas le massif peut rouler. Si aucun mouvement de rotation n'est possible, il frotte. Au déplacement imposé est associé un effort tangentiel que nous mesurons. Considérons à présent une charge normale  $P$  appliquée dans la direction  $z$ , et une force tangentielle  $F$  appliquée dans la direction du déplacement  $x$  sur une sphère élastique de rayon  $R$ . Cette sphère se trouve au point  $O$  sur un plan semi-infini (Fig. V.2).

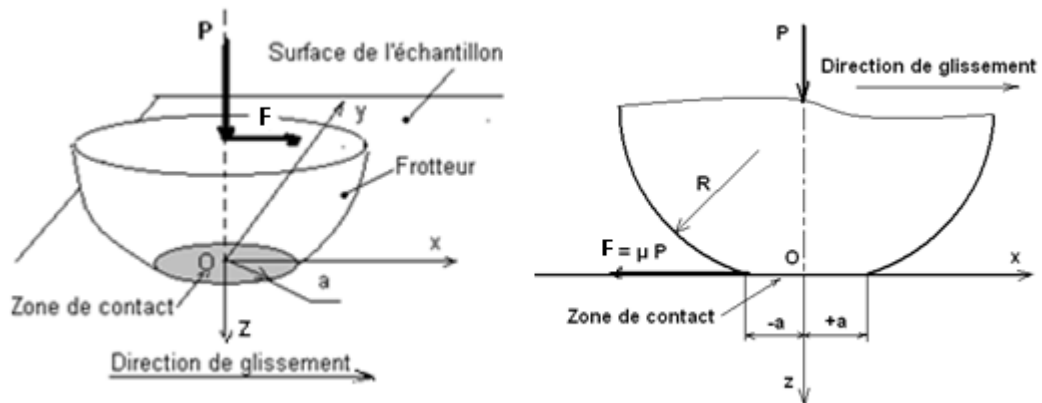


Figure V.2. Schéma général du problème.

Nous supposons que les distributions hertziennes de chargement ne sont pas modifiées par la sollicitation tangentielle. Ceci est vérifié lorsque les deux massifs ont des propriétés identiques.

Quand les constantes d'élasticité sont différentes, il existe une interaction. Nous pouvons négliger celle-ci si bien que nous pouvons superposer l'effet de la pression normale et celui de l'effort tangentiel associé au glissement. Dans ce cas, et pour le contact sphère-plan, l'influence des caractéristiques mécaniques peut être estimée à l'aide de la variable  $\gamma$  [12] et du paramètre  $\beta$  mesurant la différence des propriétés élastiques entre les deux solides donné par [13].

$$\beta = \frac{1}{2} \left\{ \frac{\frac{(1-2\nu_1)}{G_1} \frac{(1-2\nu_2)}{G_2}}{\frac{(1-2\nu_1)}{G_1} + \frac{(1-2\nu_2)}{G_2}} \right\} \text{ avec } G = \frac{E}{(1+\nu)} \quad (\text{V.5})$$

où  $G$  est le module élastique de cisaillement.

Nous avons :

$$\gamma = \frac{\beta\mu}{\pi} \quad (\text{V.6})$$

Si  $\gamma$  reste inférieur à 0,06, la distribution de cisaillement reste inchangée. Différents calculs montrent que pour  $\beta$  inférieur à 0,21 et dans le cas général de coefficients de frottement inférieurs à 1, l'effet des différences de propriétés mécaniques est négligeable et la distribution hertzienne de la pression et du champ de cisaillement reste valable.

Dans le cas d'un contact sphère-plan sous effort tangentiel, la distribution de cisaillement est identique au signe près à celle de la pression, la seule composante non nulle étant celle orientée suivant la direction de glissement associée à l'axe des  $x$ . Nous obtenons :

$$F = \pm\mu P = \pm\mu P_0 \left[ 1 - \left( \frac{r}{a} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{V.7})$$

Le signe (-) est associé au sens de glissement puisque la force de frottement s'oppose toujours au sens du déplacement.

En acceptant les simplifications introduites précédemment, pour les expressions des tenseurs des contraintes en tout point du plan, nous utilisons la formulation donnée par Mc Ewen [3]. Pour obtenir les équations des contraintes normales en chaque point du matériau :

$$\sigma_{xx} = \frac{-2P}{\pi a^2} \left[ m - 2z + 2\mu(x - n) + m \frac{z^2 - m^2}{m^2 + n^2} + \mu n \frac{x^2 - n^2}{m^2 + n^2} \right] \quad (\text{V.8})$$

$$\sigma_{yy} = \frac{-2P}{\pi a^2} [m - z + \mu(x - n)] \quad (\text{V.9})$$

$$\sigma_{zz} = \frac{-2P}{\pi a^2} \left[ m - m \frac{z^2 - n^2}{m^2 + n^2} + \mu n \frac{z^2 - m^2}{m^2 + n^2} \right] \quad (\text{V.10})$$

$$\tau_{xz} = \frac{-2P}{\pi a^2} \left[ 2\mu(m - 2z) + n \frac{z^2 - m^2}{m^2 + n^2} + \mu m \frac{z^2 - n^2}{m^2 + n^2} \right] \quad (\text{V.11})$$

où  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$ ,  $\sigma_{zz}$  sont les contraintes normales dans les directions normales x, y, z et  $\tau_{xz}$  la contrainte tangentielle.

Avec :

$$m = \pm \sqrt{\frac{1}{2} \left\{ (a^2 - x^2 + z^2) + \sqrt{(a^2 - x^2 + z^2)^2 + 4(xz)^2} \right\}} \quad (\text{V.12})$$

$$n = \pm \sqrt{\frac{1}{2} \left\{ -(a^2 - x^2 + z^2) + \sqrt{(a^2 - x^2 + z^2)^2 + 4(xz)^2} \right\}} \quad (\text{V.13})$$

Les différentes formulations présentées, en exprimant les sollicitations dans le contact, permettent de calculer les grandeurs caractéristiques de la mécanique pour un contact glissant. Bien que rudimentaire, cette première approche définie pour un contact élastique associe sous une formulation simple les conditions de sollicitation aux propriétés mécaniques et interfaciales des matériaux mis en contact. Ainsi au travers d'une approche systématique, dans une étude paramétrique, nous pouvons évaluer en fonction des sollicitations imposées, la réponse du matériau. Cette étude peut se faire tant sur les aspects qualitatifs décrivant les processus d'endommagement (fissuration, plastification...), que sur les approches quantitatives avec l'étude de la cinétique de la dégradation.

Ce type d'analyse est valable tant que les conditions de sollicitations vérifient les hypothèses initiales de contact ou lorsque nous ne s'en éloigne pas trop. Il importe par exemple que le niveau des sollicitations reste en delà du seuil de plastification. Il faut aussi vérifier que les matériaux mis en contact ne sont pas trop différents ou utiliser des approches plus complexes [4-6]. D'autre part, les conditions de semi infinités, et celle de la petite dimension du contact vis-à-vis du rayon de courbure, doivent être vérifiées.

Un des paramètres les plus significatifs et pourtant généralement le moins considéré concerne la topographie du contact. En effet, les hypothèses de calcul posent l'hypothèse de surfaces parfaites sans discontinuités. Or toute surface présente des discontinuités liées à sa rugosité et

l'aire réelle de contact est par définition différente de l'aire apparente. Des zones du contact sont portantes et d'autres non. Nous pouvons citer à ce sujet le modèle de Greenwood [14]. En particulier nous remarquons que les rugosités supportant un chargement localement supérieur à la distribution de Hertz vont subir une plastification alors même que le calcul global de Hertz reste élastique. Ces surcontraintes et la plastification qui en résulte sont à l'origine de multiples lois d'usure et d'amorçage de fissures.

### V.3. CRITERE DE SEUIL DE PLASTICITE

Si les contraintes appliquées restent en dessous d'un certain seuil de plasticité, le comportement est élastique. Pour des sollicitations supérieures à ce seuil, nous observons des déformations plastiques. Ce seuil peut être évalué à partir du calcul de l'état de contrainte.

#### V.3.1. Critère de Von Mises

La limite élastique entre le domaine élastique et le domaine plastique n'est pas clairement apparent, aussi doit-on fixer un seuil pour la limite élastique : nous choisissons souvent la contrainte qui entraîne un certain pourcentage de déformation, dans le cas des métaux nous tenons souvent 0,2 % :  $\sigma_y \approx \sigma_{y0,2}$ .

La formulation de la contrainte équivalente est exprimée par :

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \left[ (\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{xx} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 \right]^{1/2} \quad (\text{V.14})$$

#### V.3.2. Critère de Tresca

Nous considérons dans ce cas, que le matériau se plastifie uniquement par cisaillement. La contrainte maximale de cisaillement est définie par :

$$\tau_{max} = \frac{1}{2} |\sigma_{xx} - \sigma_{zz}| \quad (\text{V.15})$$

La contrainte équivalente  $\sigma_e$  est prise égale à 2 fois la contrainte de seuil de plasticité déterminée par un essai de cisaillement pur,  $\tau_e$  :

$$\sigma_e = 2 \tau_e \quad (\text{V.16})$$

Dans le cas élastique et pour un contact sphère/plan, toutes les contraintes en surface sont en compression sauf, en bordure de contact où elles sont en traction.

### V.4. CYCLE D'ENDOMMAGEMENT

La matière qui va être usée, est divisée en couches (Fig. V.3). La profondeur affectée par la déformation plastique correspond au diamètre du contact de l'aspérité sur la surface. Chaque couche se délamine soit par effet rochet soit par rupture par fatigue cyclique conduisant à l'émission de débris. Une fois la première couche arrachée, la seconde est exposée en surface et ainsi de suite.

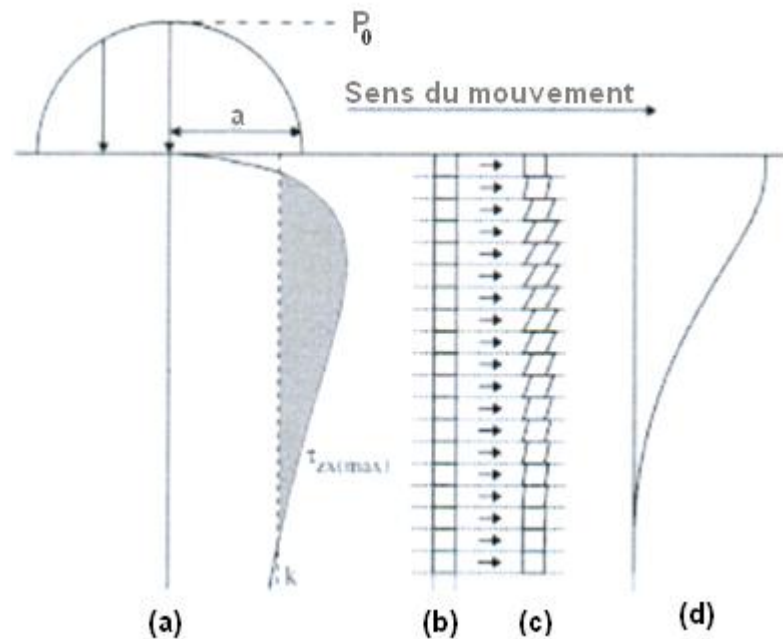


Figure V.3. Distribution de la pression de Hertz lors d'un contact (a) variation avec la profondeur du cisaillement maximum (b) matériau non déformé (c) la couche transformée par le frottement (d) déplacement de la matière après un cycle.

Initialement, la première couche n'a pas accumulé de déformation. Si nous considérons que cette couche s'est arrachée après  $N$  cycles, ceci implique un taux d'usure. Pendant ces  $N$  cycles, les autres couches ont déjà accumulé une certaine déformation lorsqu'elles vont démarrer leur cycle d'endommagement. Deux cas peuvent alors se présenter [15] :

- quand la seconde couche atteint la surface, elle a déjà cumulé une certaine déformation, et ainsi le nombre de cycle conduisant à sa rupture pourra être plus faible que pour la première couche. Le taux d'usure correspondant pourra quant à lui être plus élevé ;
- si le matériau s'écrouit, la seconde couche aura une contrainte de cisaillement plus importante, et pour les mêmes pressions de contact, ne subira qu'un faible incrément de déformation par cycle. Après un certain nombre de cycles, les couches atteignant la surface ont le même taux de déformation et le même module de cisaillement que les couches précédentes : le taux d'usure devient constant et un état stabilisé est atteint.

## V.5. RESULTATS ET DISCUSSION

Dans notre cas, nous avons considéré un contact sec sphère-plan dans les deux états, statique et dynamique. Il s'agit donc d'aborder l'influence de chargements normal  $P$  et tangentiel  $F$ . Nous déterminerons les états de contrainte dans le plan et plus spécifiquement l'état de contrainte le plus sévère, ainsi nous pourrons évaluer les grandeurs caractéristiques de la mécanique ( $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_e$ ,  $\tau_{max}$ ) dans l'objectif d'analyser les dégradations des matériaux.

### V.5.1. Répartition des contraintes de cisaillements

L'exploitation des équations (V.8) à (V.11) nous permet de voir et de tracer l'évolution de

chacune des composantes du tenseur des contraintes.

Par ailleurs, nous savons qu'en surface les contraintes normales sont égales à la pression de contact. Mais souvent ce type de calcul s'avère insuffisant, parfois même dangereux, car la ruine des surfaces de contact a pour origine un écaillage provoqué par des contraintes de cisaillement au sein même de la matière. En déformation élastique, le calcul des contraintes principales dans la matière le long de la perpendiculaire au plan de l'ellipse d'appui, montre que les courbes de  $\sigma_{xx}(z)$ ,  $\sigma_{yy}(z)$ ,  $\sigma_{zz}(z)$ , n'évoluent pas parallèlement entre elles (Fig. V.4). Leurs différences prises deux à deux donnent la valeur des contraintes tangentielles qui présentent une faible amplitude proche ou loin de l'interface. Ce comportement est observé quelle que soit la nature des couples et surtout pour le couple bronze-graphite. Ainsi, le tricerclé de Mohr associé à ces contraintes permet de définir les contraintes de cisaillement à différentes hauteurs :

$$\tau_{e \max} = 0,5(\sigma_{xx} - \sigma_{zz}) \quad (\text{V.17})$$

Il faut que  $\tau_{e \max} \leq 0,5.Re$ , nous pouvons donc choisir le matériau correspondant à ce critère.

Il faut noter que dans le cas statique (Fig. V.5), le point de Hertz n'est pas la seule zone critique en cisaillement maximal. Les plans parallèles à la surface de contact sont soumis à des cisaillements  $\tau_{xz}$  induits par la pression de contact qui présentent des extremums à la profondeur  $z = 0,67a$  dans le contact graphite-graphite,  $0,87a$  dans le contact cuivre-graphite et  $0,47a$  pour le contact bronze-graphite (Fig. V.6).

Dans le cas statique, la contrainte maximale de cisaillement est plus proche de la surface de contact que dans le cas dynamique (Tab. V.1).

Le programme de calcul effectué sous Matlab permet l'étude de la variation de la contrainte de cisaillement en profondeur et à la verticale du point d'appui de la charge. Nous avons tracé l'évolution de  $\tau_{xz}$  pour plusieurs coefficients de frottement déterminés expérimentalement pour chaque couple, les résultats sont présentés par les figures V.6. Nous remarquons que la contrainte de cisaillement augmente avec l'augmentation de la force de frottement  $\mu.P$ . Dans le contact graphite-graphite, une force de frottement de 6,8 N résulte une contrainte de cisaillement de 66,1 MPa, dans le cas du contact cuivre-graphite, une force tangentielle de 6,9N engendre une contrainte de 78,5 MPa et dans le cas du contact bronze-graphite, la valeur de 4,9 N crée une contrainte de cisaillement de 59,6 MPa.

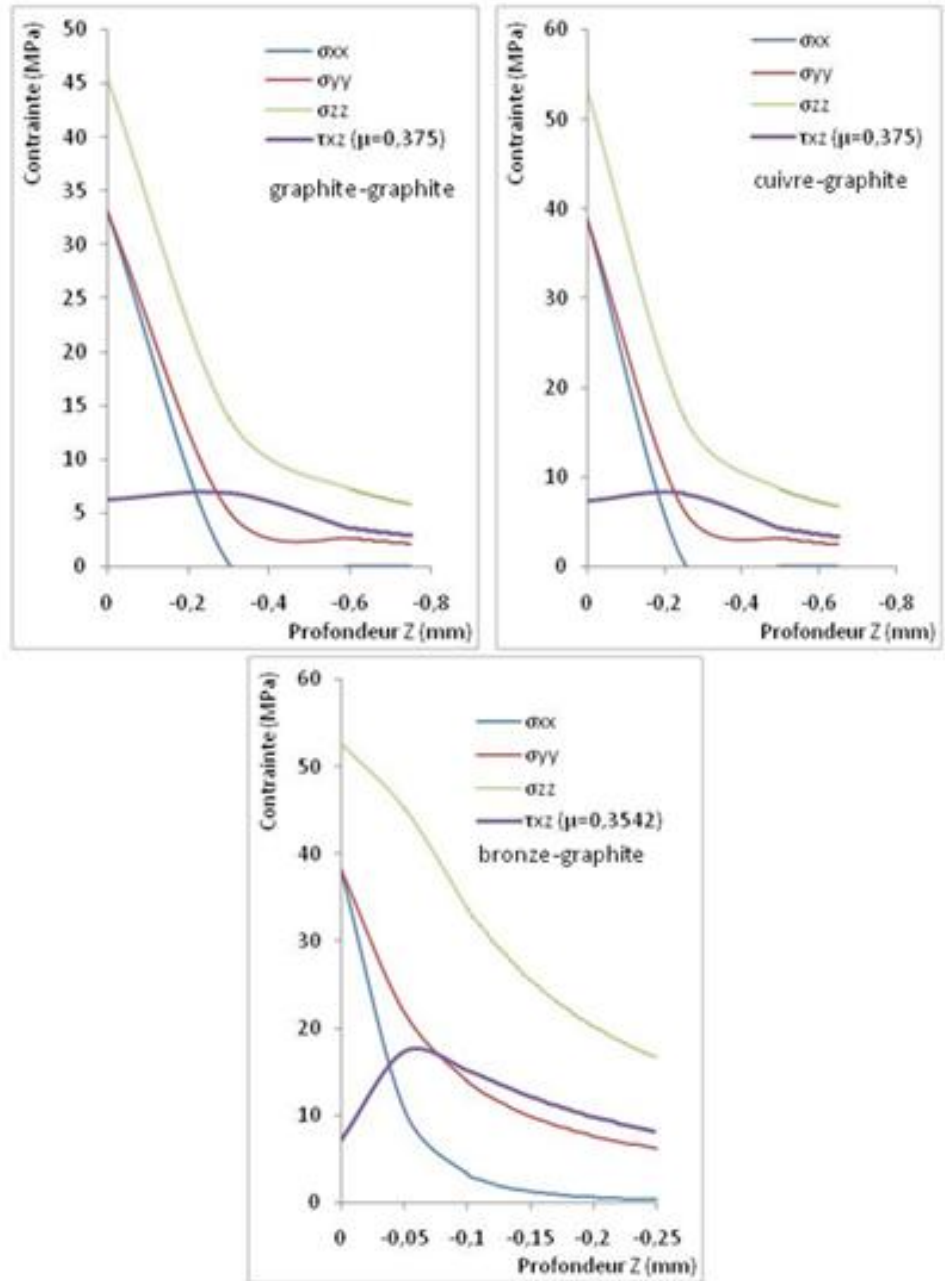


Figure V.4. Tracé des valeurs des contraintes principales  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{yy}$ ,  $\sigma_{zz}$  et  $\tau_{xz}$  à  $x = 0$  en fonction de la profondeur  $z$  pour les trois couples,  $P = 5N$ .

Couples en contact	La force de pression [N]	Le coefficient de frottement	Contraintes maximales de cisaillement [MPa]	Zones maximales de cisaillement [mm]
Graphite-graphite	30	0,00	25,5	-0,12
	5	0,3750	30,2	-0,25
	10	0,2846	38,7	-0,29
	15	0,2534	46,0	-0,31
	20	0,2500	55,1	-0,32
	30	0,2257	66,1	-0,32
Cuivre-graphite	30	0,00	30,3	-0,13
	5	0,3750	35,4	-0,22
	10	0,2083	35,1	-0,26
	15	0,2118	46,6	-0,26
	20	0,2031	54,6	-0,26
	30	0,2309	78,5	-0,25
Bronze-graphite	30	0,00	38,0	-0,07
	5	0,3542	33,8	-0,18
	10	0,2083	34,7	-0,22
	15	0,2118	46,0	-0,22
	20	0,1823	49,5	-0,25
	30	0,1649	59,6	-0,25

Tableau V.1. Valeurs des contraintes de cisaillement maximales et la profondeur correspondante pour différents coefficients de frottement dans un contact dynamique graphite-graphite, cuivre-graphite et bronze-graphite.

Les distributions des isocontraintes de cisaillement pour les trois couples sont données par les figures V.7-9. Le point original maximal ayant une valeur de  $2,5.a$  dans le contact graphite-graphite,  $2,6.a$  cas du contact cuivre-graphite et  $2.a$  dans le contact bronze-graphite se déplacent très légèrement vers la surface et beaucoup plus vers l'avant quand  $\mu$  augmente, ce qui se traduit par une usure relativement faible (Fig. V.14). Dès que le coefficient de frottement dépasse la valeur de  $0,4$  pour le contact graphite-graphite,  $0,5$  pour le contact cuivre-graphite et  $0,55$  pour le contact bronze-graphite (valeurs qui ne sont pas atteintes expérimentalement), le maximum de la contrainte de cisaillement se trouve à la surface. Ce point caractérise les endommagements irréversibles, il se produit alors des déformations induites par le glissement et est déterminant dans le cas des matériaux ductiles.

Cependant, pour une valeur de  $\mu$  avoisinante  $0,22$ , le contact graphite-graphite présente une contrainte de cisaillement maximale de  $66,1$  MPa induite à une profondeur  $z = 1,83.a$ . Dans le contact cuivre-graphite, le maximum de la contrainte de cisaillement est de  $78,5$  MPa localisée en subsurface à  $z = 1,45.a$ . Pour le cas du contact bronze-graphite, la contrainte de cisaillement maximale est de  $59,6$  MPa à une profondeur  $z = 1,68 a$ .

Ces valeurs sont inférieures au cisaillement maximal  $\tau_{\max} = 0,3.R_e$  au point de Hertz. La zone de cisaillement alternative localisée en subsurface à  $z = 0,5.a$  constitue une zone de fissuration par fatigue. Le tableau 1 donne les valeurs des contraintes maximales de cisaillement à différentes valeurs du coefficient de frottement  $\mu$ .



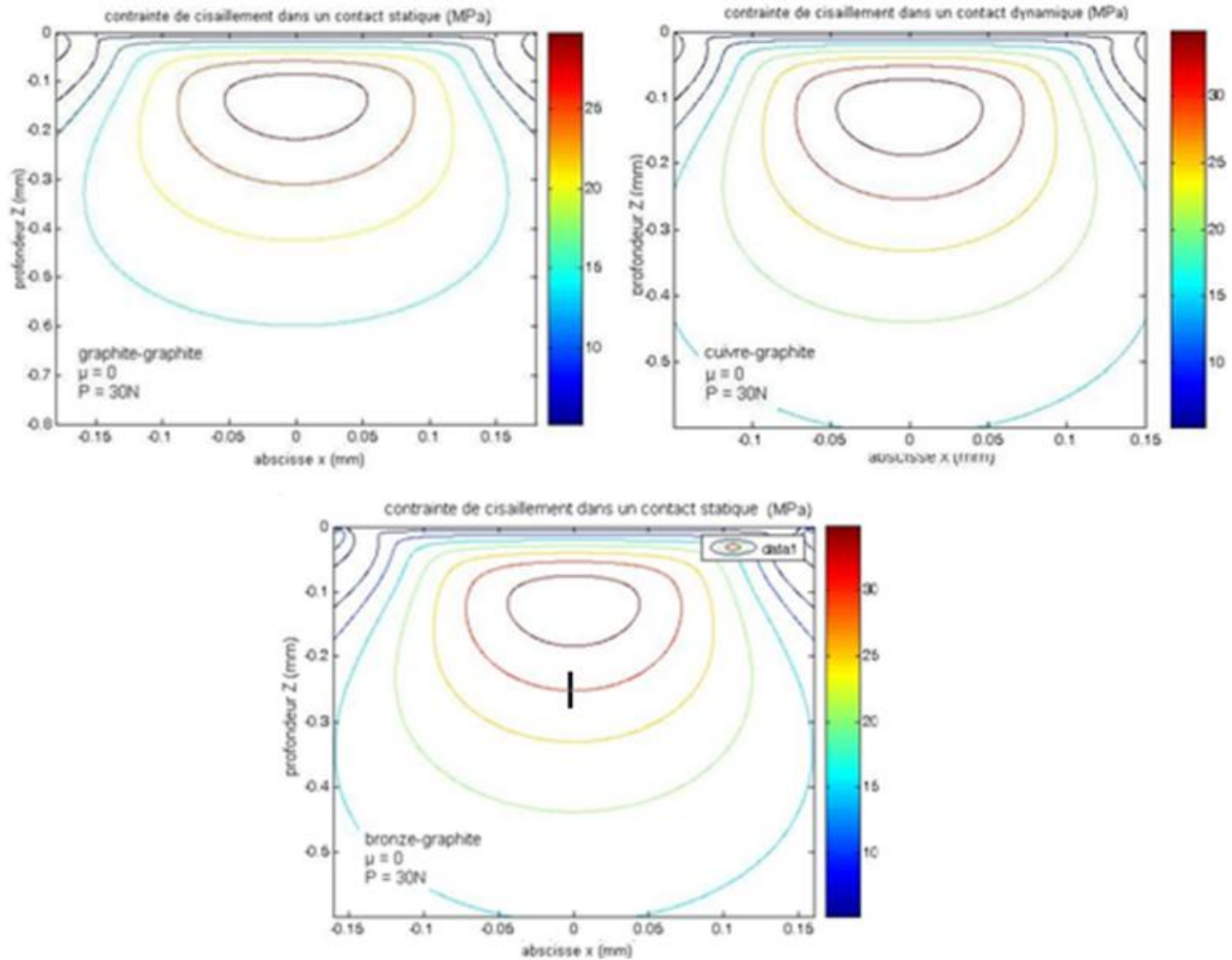


Figure V.5. Contours des contraintes de cisaillement du contact statique graphite-graphite ( $P = 20N$ ,  $\mu = 0$ ).

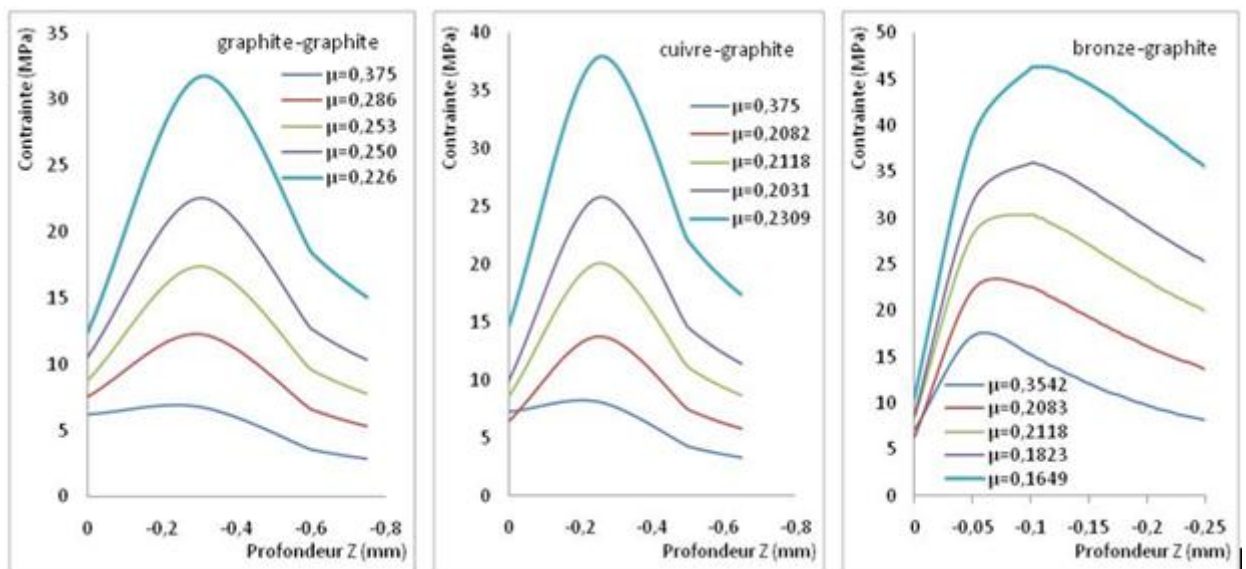


Figure V.6. Contrainte de cisaillement maximale  $\tau_{xz \max}$  pour différents coefficients de frottement pour les trois couples.

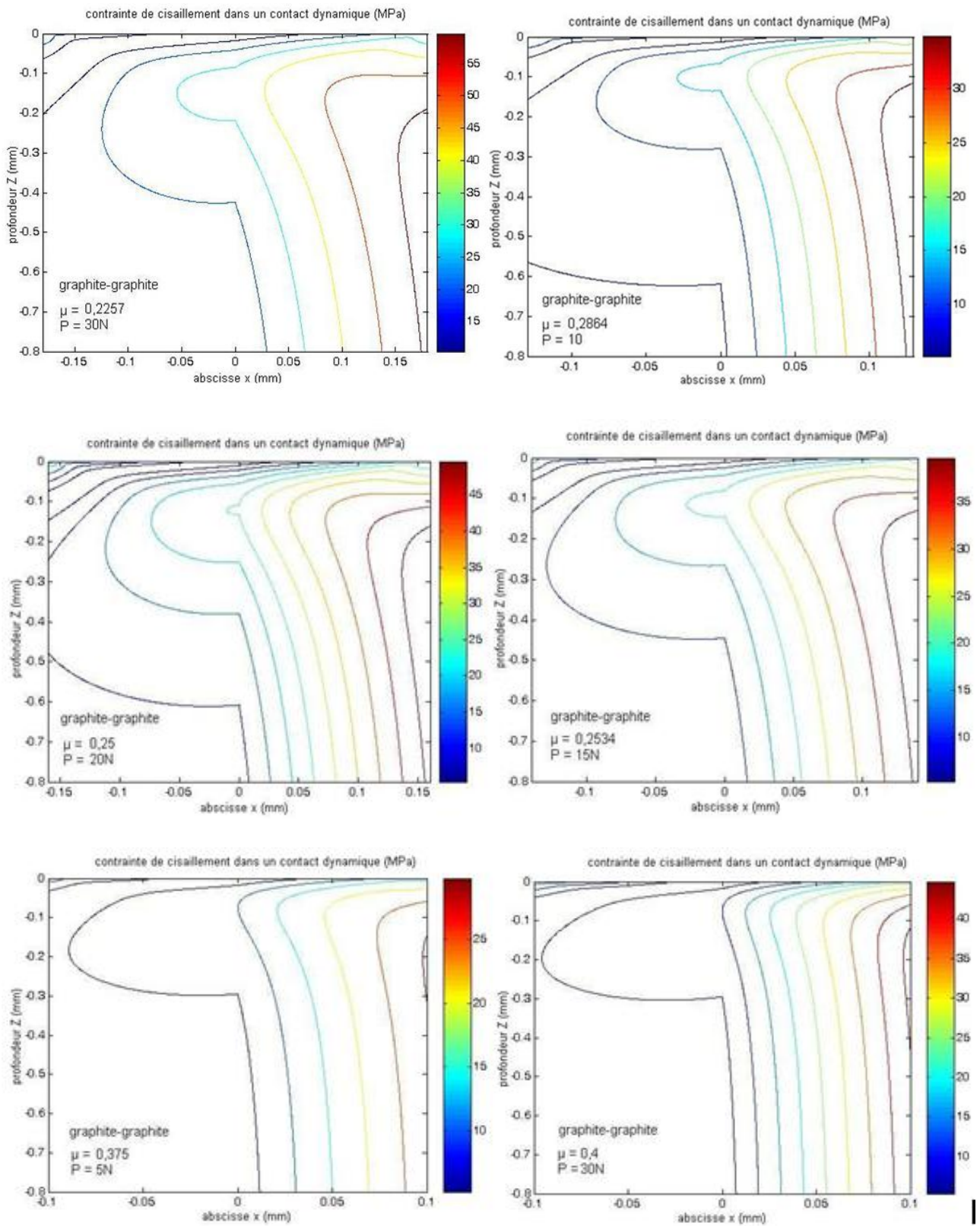


Figure V.7. Contours de  $\tau_{xz}$  pour différents coefficients de frottement dans un contact dynamique graphite-graphite.

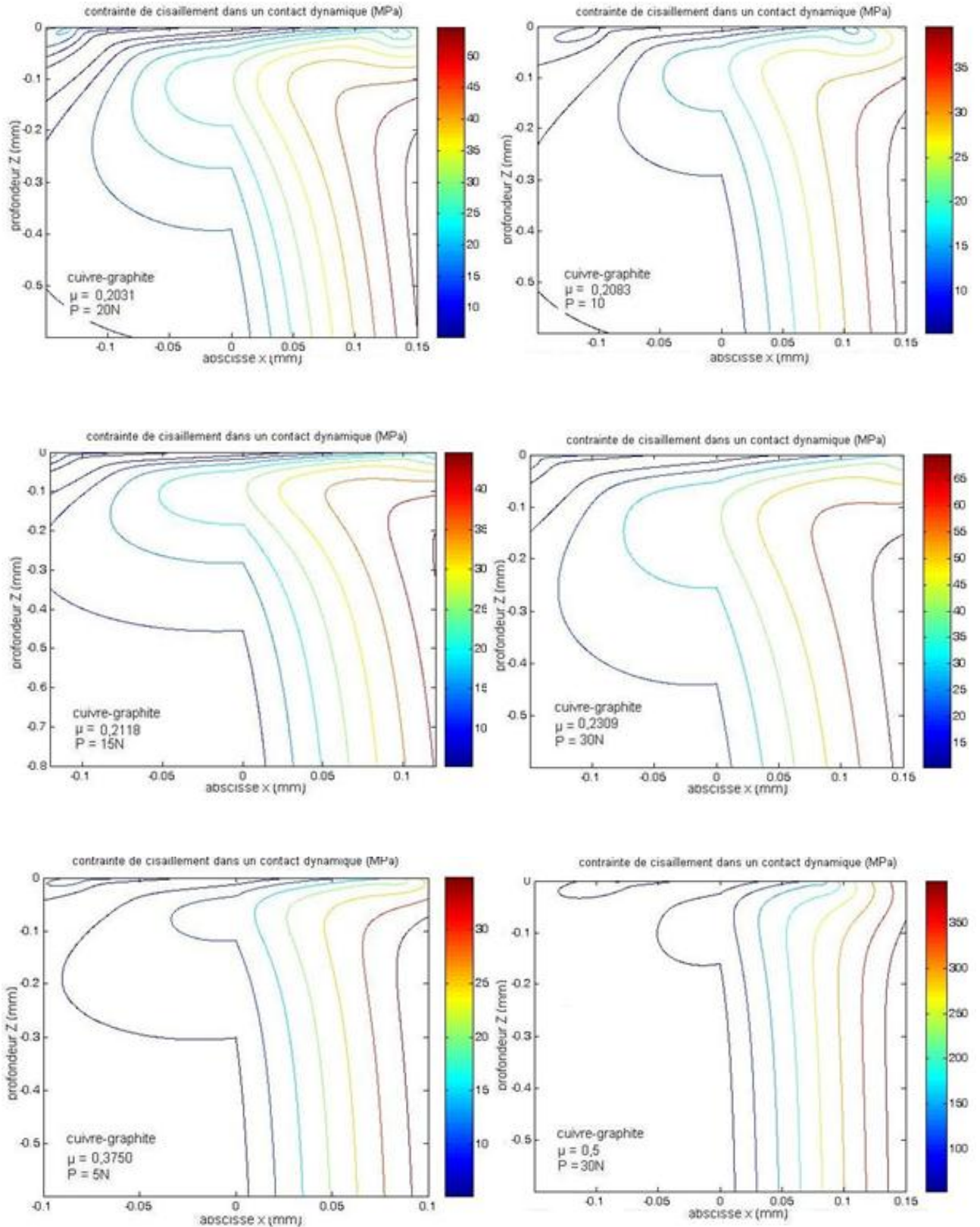


Figure V.8. Contours de  $\tau_{xz}$  pour différents coefficients de frottement dans un contact dynamique cuivre-graphite.

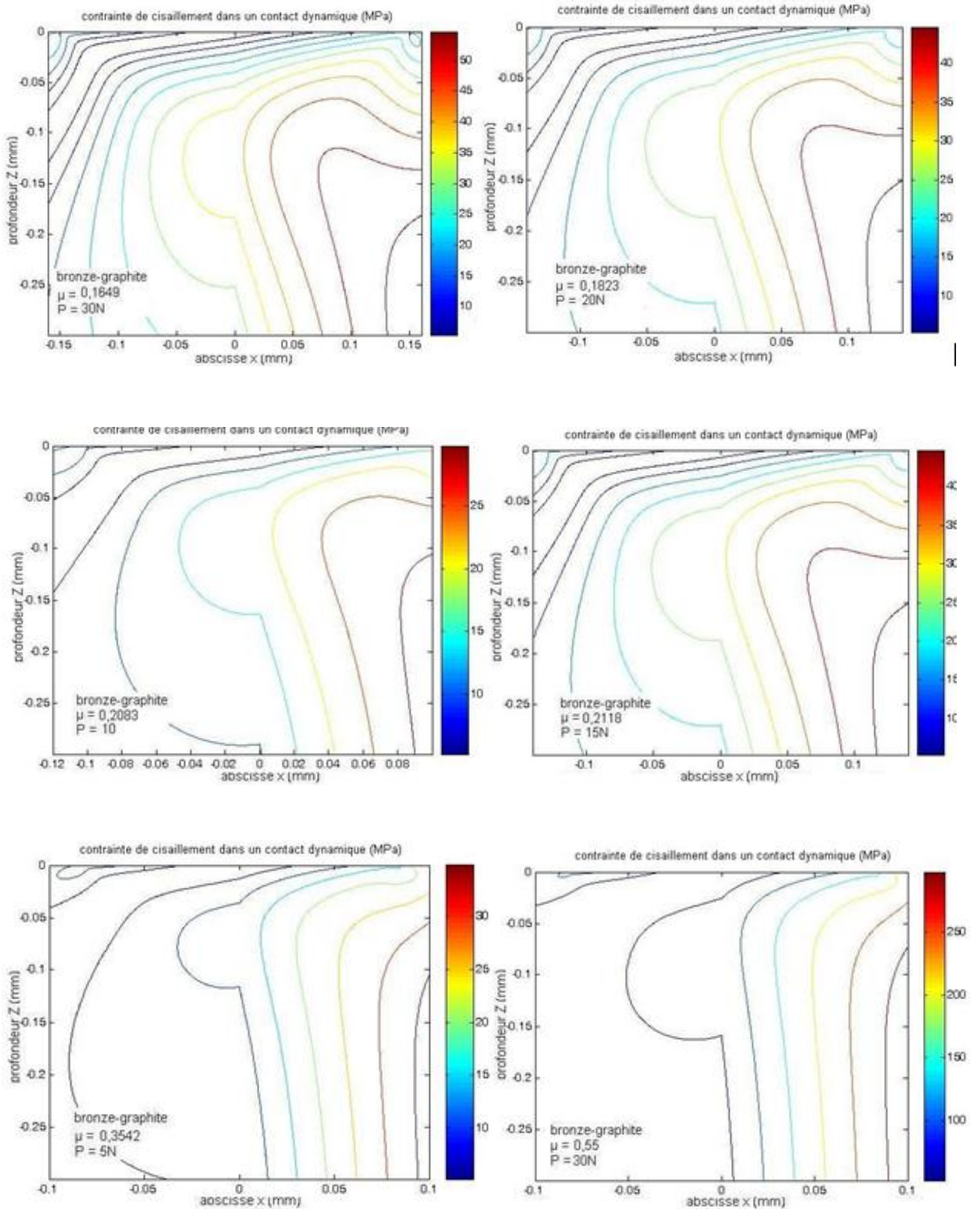


Figure V.9. Contours de  $\tau_{xz}$  pour différents coefficients de frottement dans un contact dynamique bronze-graphite.

### V.5.2. Contraintes principales

Les figures V.11- V.13, montrent que quelque soit le couple en contact pour toutes les valeurs de  $\mu$ , le maximum de la contrainte normale  $\sigma_{xx}$  se trouve toujours à l'arrière du pion, initialement pour le cas statique il se trouve au milieu pour un coefficient de frottement  $\mu = 0$  (Fig. V.10).

Couples en contact	La force de pression [N]	Le coefficient de frottement	La force tangentielle [N]	Contraintes maximales en traction [MPa]	Contraintes maximales en compression [MPa]
Graphite-graphite	30	00	00	110	00
	5	0,3750	1,88	41	-49
	10	0,2846	2,86	60	-60
	15	0,2534	3,80	77	-69
	20	0,2500	5	93	-82
	30	0,2257	6,77	120	-97
Cuivre-graphite	30	00	00	128	00
	5	0,3750	1,88	49	-58
	10	0,2083	2,08	66	-51
	15	0,2118	3,18	87	-67
	20	0,2031	4,06	106	-78
	30	0,2309	6,93	141	-117
Bronze-graphite	30	00	00	126	00
	5	0,3542	1,77	46	-52
	10	0,2083	2,08	65	-47
	15	0,2118	3,18	86	-61
	20	0,1823	3,65	103	-62
	30	0,1649	4,95	133	-69

Tableau V.2. Valeurs des contraintes normales pour différents coefficients de frottement dans un contact dynamique graphite-graphite, cuivre-graphite et bronze-graphite.

En comparant les courbes des figures V.11- V.13, qui donnent la distribution de la contrainte  $\sigma_{xx}$  pour plusieurs valeurs du coefficient de frottement, nous observons une zone de traction qui se forme à l'arrière, alors qu'une zone de compression se forme en même temps sous le pion à droite. Plus la force de frottement est importante, plus la valeur de cette contrainte augmente à l'arrière du pion et diminue en avant. En outre, l'effet de la force tangentielle de frottement est d'accroître la contrainte de compression à l'avant de la zone de contact et d'intensifier la traction à l'arrière de la zone de contact quand nous augmentons le coefficient de frottement et la force de contact.

Pour toutes ces valeurs de F, le maximum de  $\sigma_{xx}$ , se trouve toujours à l'arrière du pion au point  $x/a = -1$  (Tab. V.2), il passe d'une valeur de 41 MPa pour  $F = 1,8$  N à une valeur de 120 MPa pour  $F = 6,77$  N dans un contact graphite-graphite, de 49 MPa pour  $F = 1,88$  N à 141 MPa pour  $F = 6,93$  N dans un contact cuivre-graphite et de 46 MPa pour  $F = 1,77$  N à 133 MPa pour  $F = 4,95$  N dans un contact bronze-graphite.

Quant au minimum de  $\sigma_{xx}$ , il se décale vers la droite sur l'axe de glissement et passe d'une valeur de -97,5 à -49,7 dans un contact graphite-graphite, de -117 à -51 dans un contact cuivre-graphite et de -69 à -47 dans le contact bronze-graphite. En effet, la valeur de la contrainte  $\sigma_{xx}$  continue à devenir de plus en plus compressive à l'avant de la zone de contact.

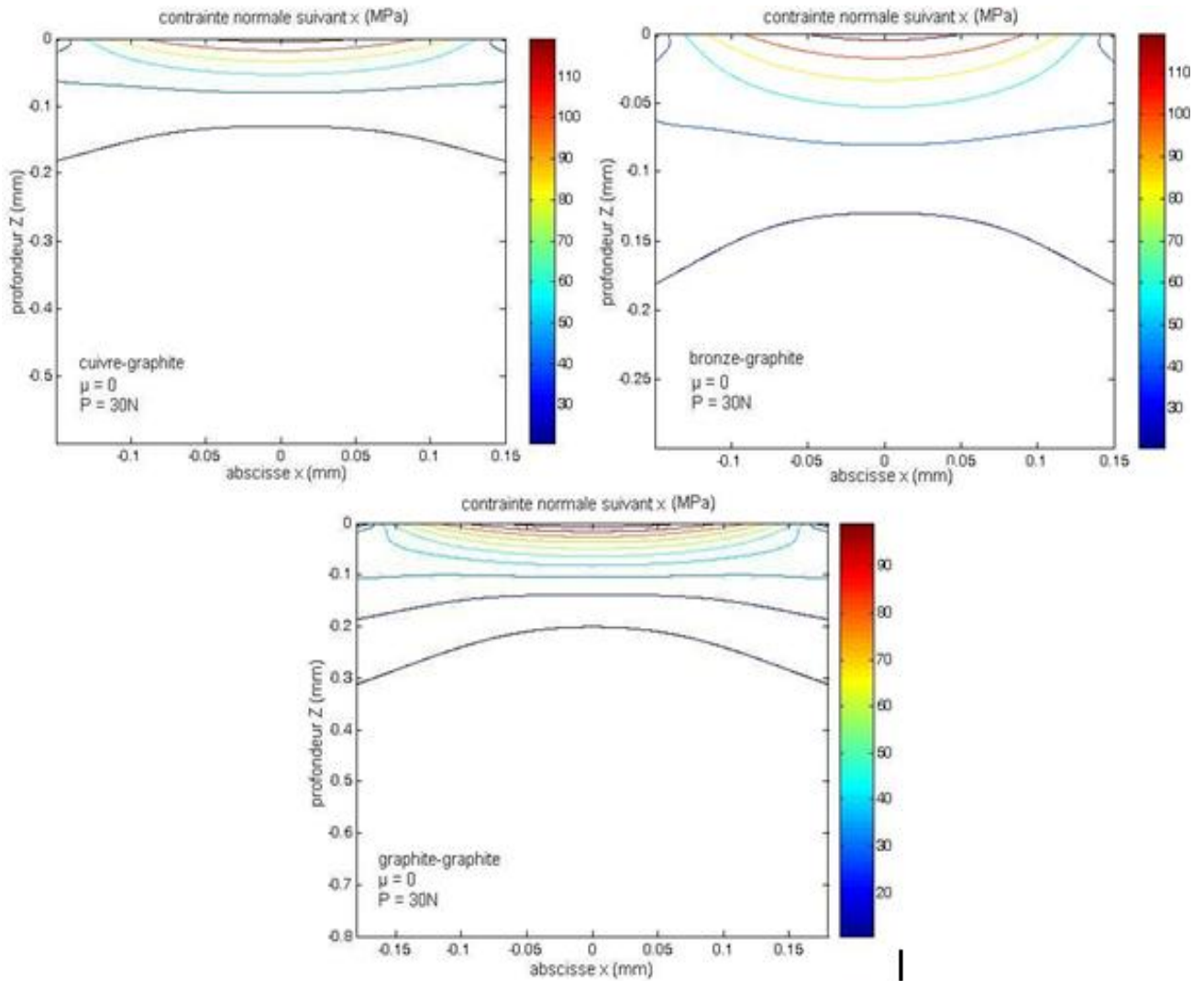


Figure V.10. Contours de la contrainte principale  $\sigma_{xx}$  pour différents coefficients de frottement.

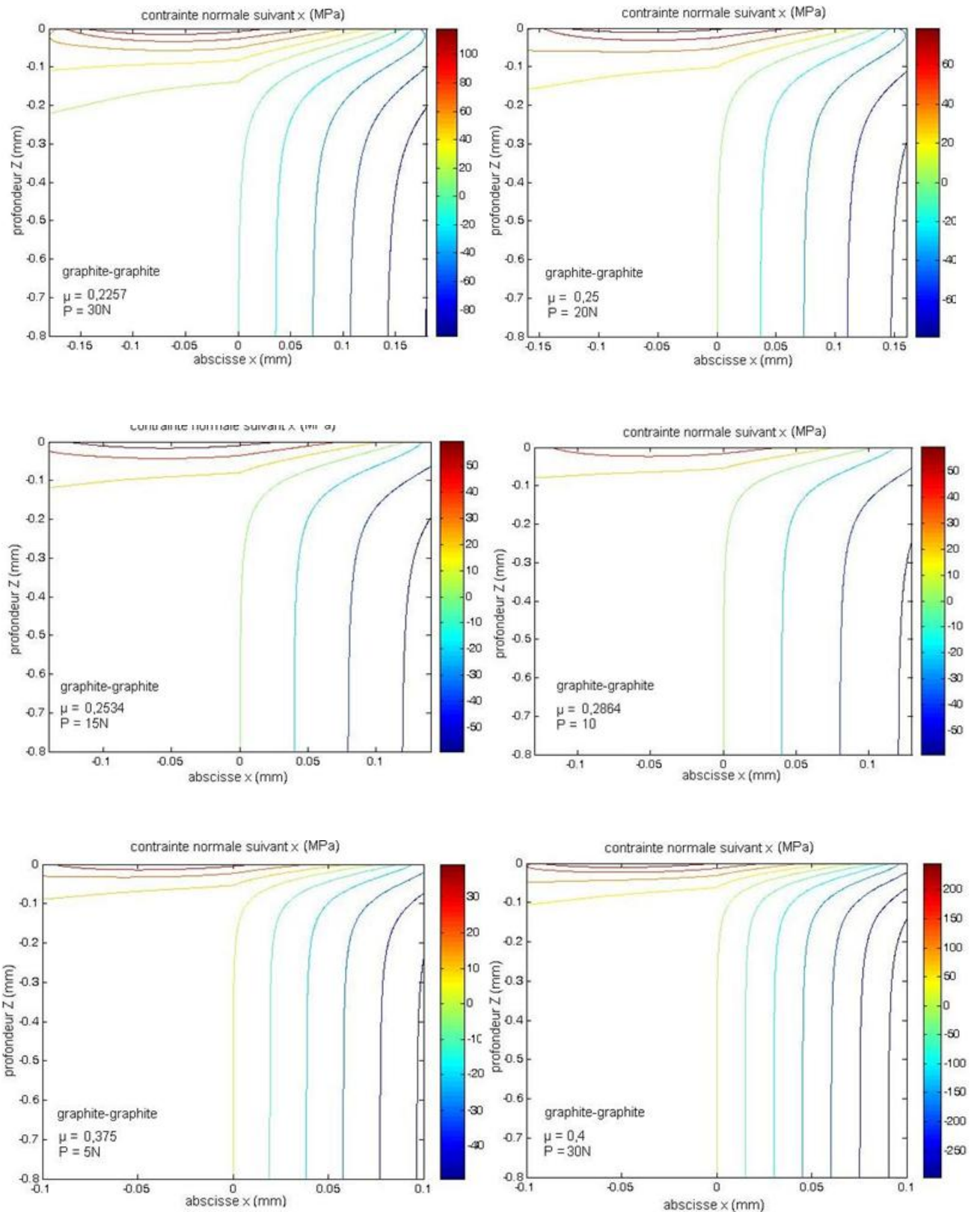


Figure V.11. Contours de la contrainte principale  $\sigma_{xx}$  pour différents coefficients de frottement dans un contact dynamique graphite-graphite.

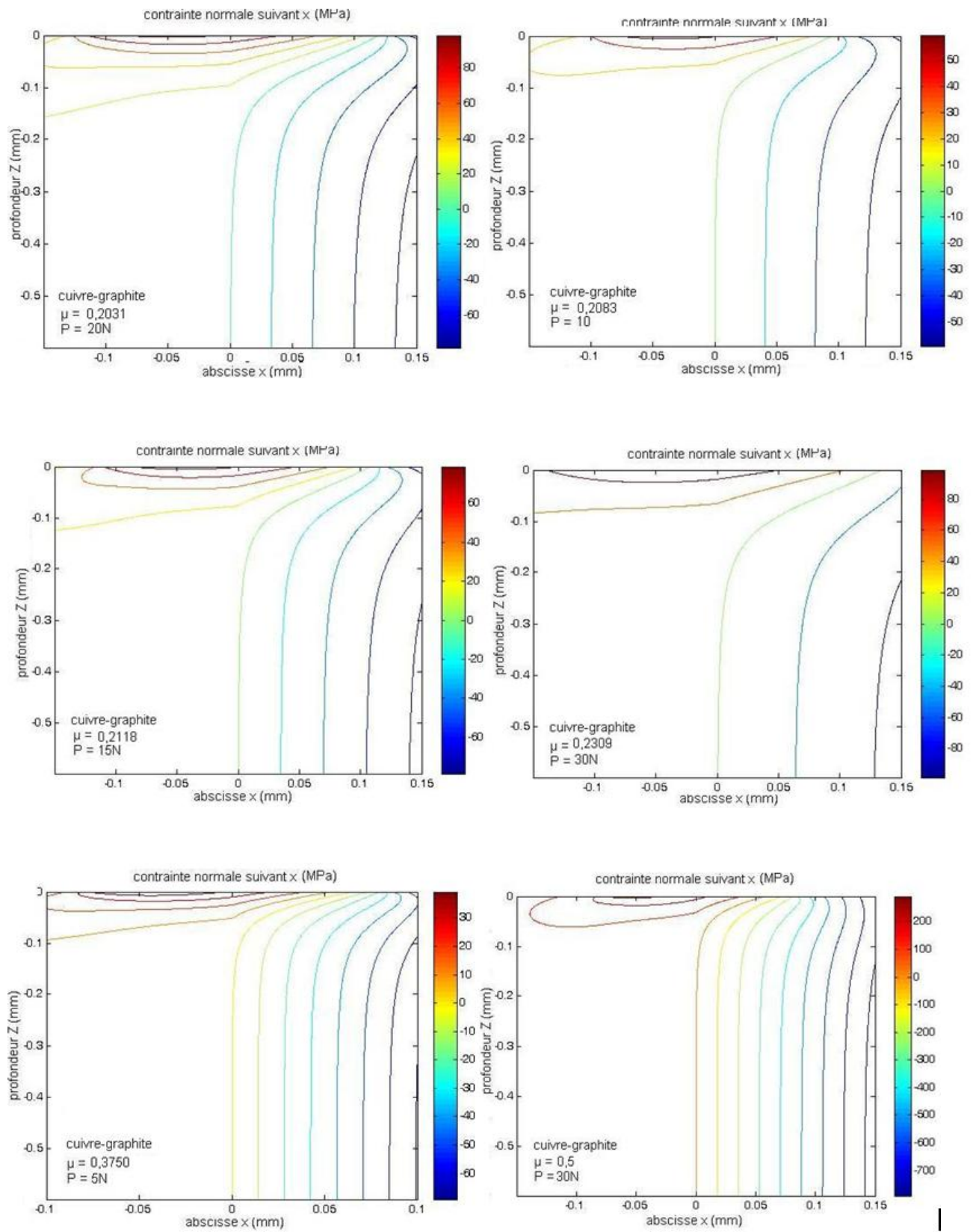


Figure V.12. Contours de la contrainte principale  $\sigma_{xx}$  pour différents coefficients de frottement dans un contact dynamique cuivre-graphite.



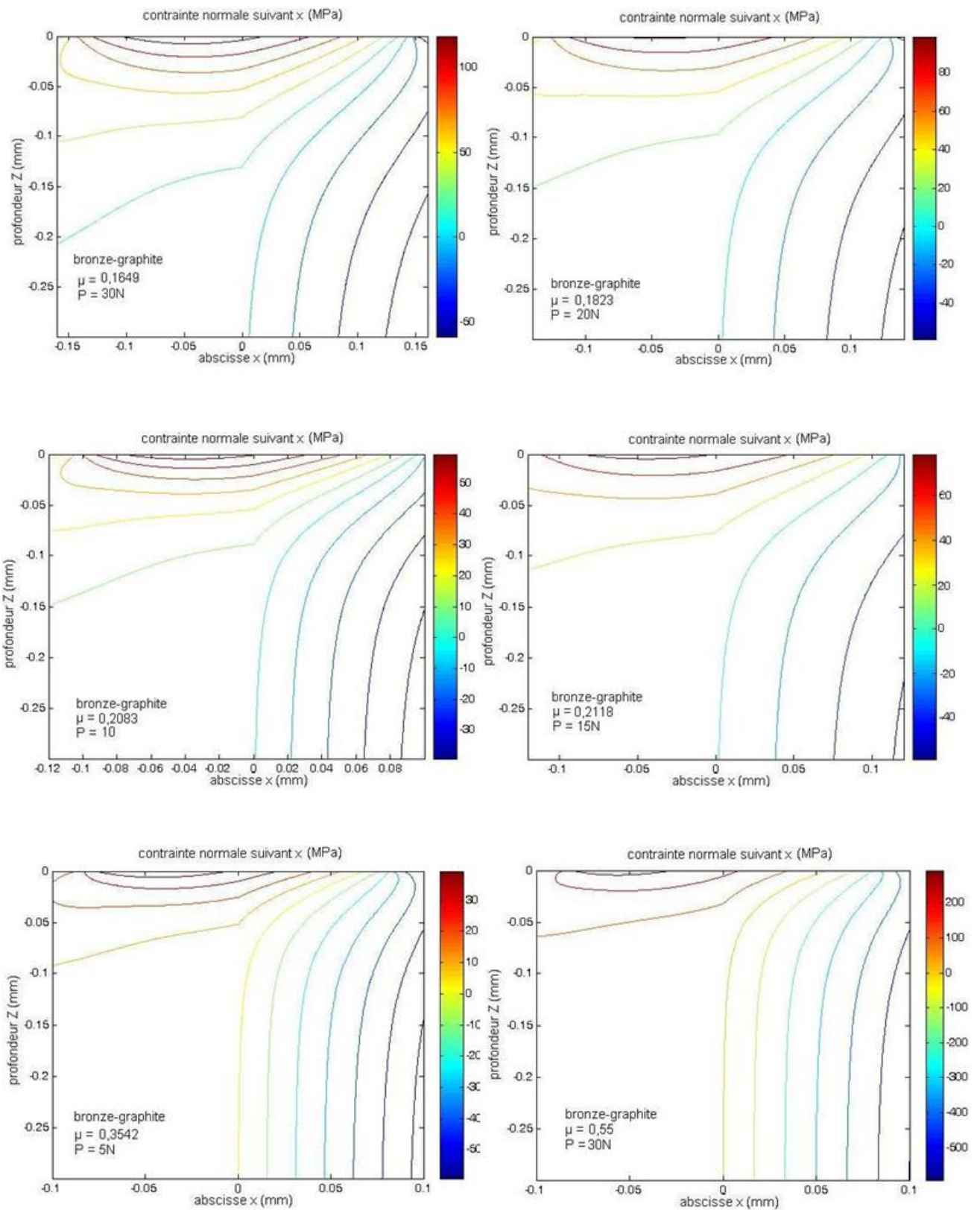


Figure V.13. Contours de la contrainte principale  $\sigma_{xx}$  pour différents coefficients de frottement dans un contact dynamique bronze-graphite.

### V.5.3. Synthèse sur la contribution des efforts à l'usure

Les courbes de la figure V.14 donnent la variation de l'usure en fonction de la charge, l'usure abrasive domine et la perte de masse croît avec la charge jusqu'à  $P = 10$  N, ensuite elle devient relativement stable. Ceci est dû à l'activation des surfaces métalliques et au degré d'oxydation. Les épaisseurs des couches d'oxydes sont faibles mais suffisantes pour prendre en charge le cisaillement à l'interface [16].

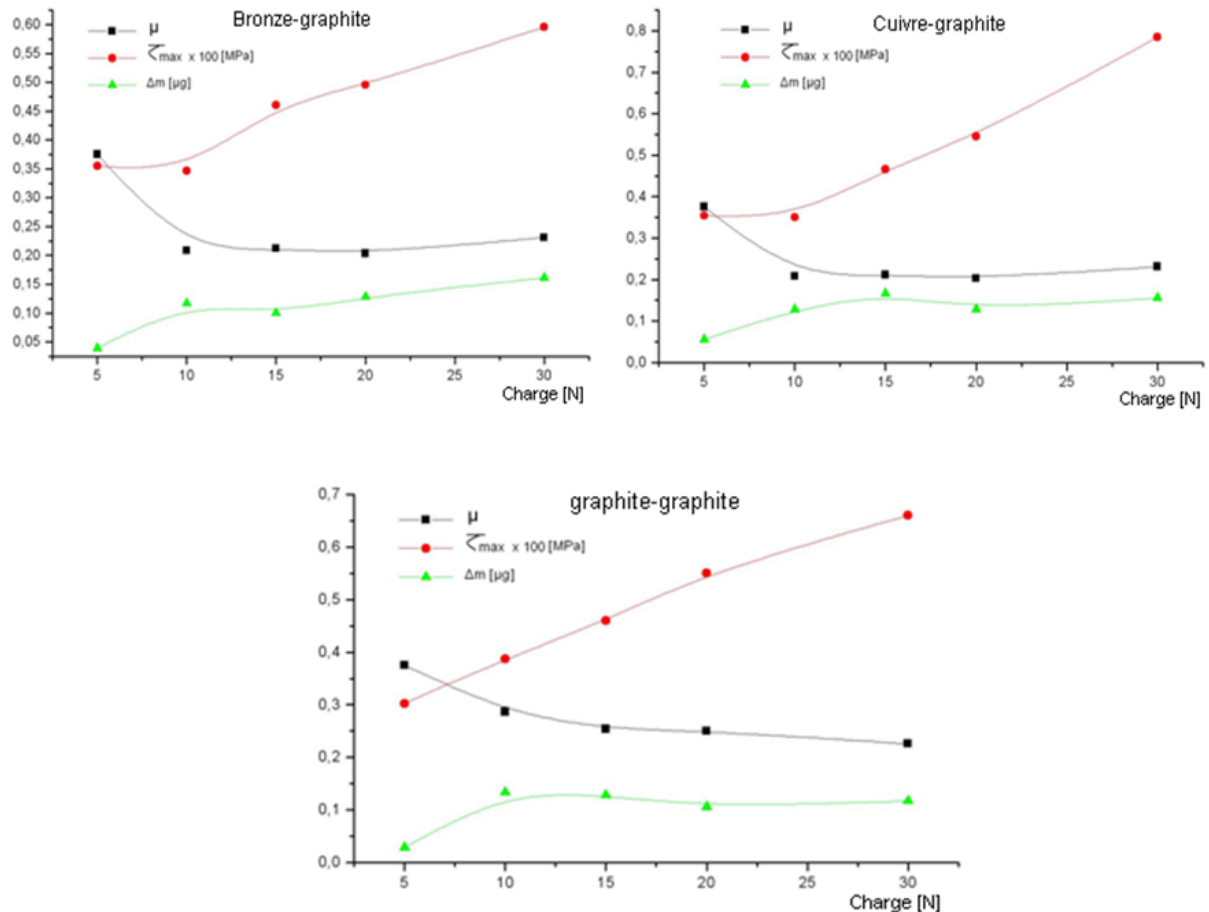


Figure V.14. Variation de l'usure, du coefficient de frottement et de la valeur des contraintes de cisaillement maximales dans un contact dynamique graphite-graphite en fonction de la charge normale.

La profondeur de la zone sollicitée issue du modèle est de 250  $\mu\text{m}$  cas du cuivre-graphite, 180  $\mu\text{m}$  pour le bronze-graphite et 300  $\mu\text{m}$  cas graphite-graphite (Fig. V.6). Or, sur des pièces réelles usées, la profondeur d'usure peut atteindre 24  $\mu\text{m}$  cas du cuivre-graphite, 48  $\mu\text{m}$  pour le bronze-graphite et 42  $\mu\text{m}$  cas graphite-graphite. La profondeur de la zone de contrainte est plus grande devant la profondeur de la zone usée. Les contraintes induites par les efforts d'impact sont donc insuffisantes pour provoquer la détérioration de la surface de contact (Fig. V.14).

A vu des phénomènes mis en jeu dans le contact, deux processus peuvent donc être avancés pour expliquer l'usure sur le pion.

- l'usure peut être due à la fatigue de la surface sous impact répétés en régime élastique entraînant une usure progressive ;
- l'usure peut provenir du fait que les contraintes admissibles par la peau du matériau sont en réalité inférieures aux limites du substrat. Ce type de phénomène peut être lié à des modifications physico-chimiques de la surface avec la température [17].

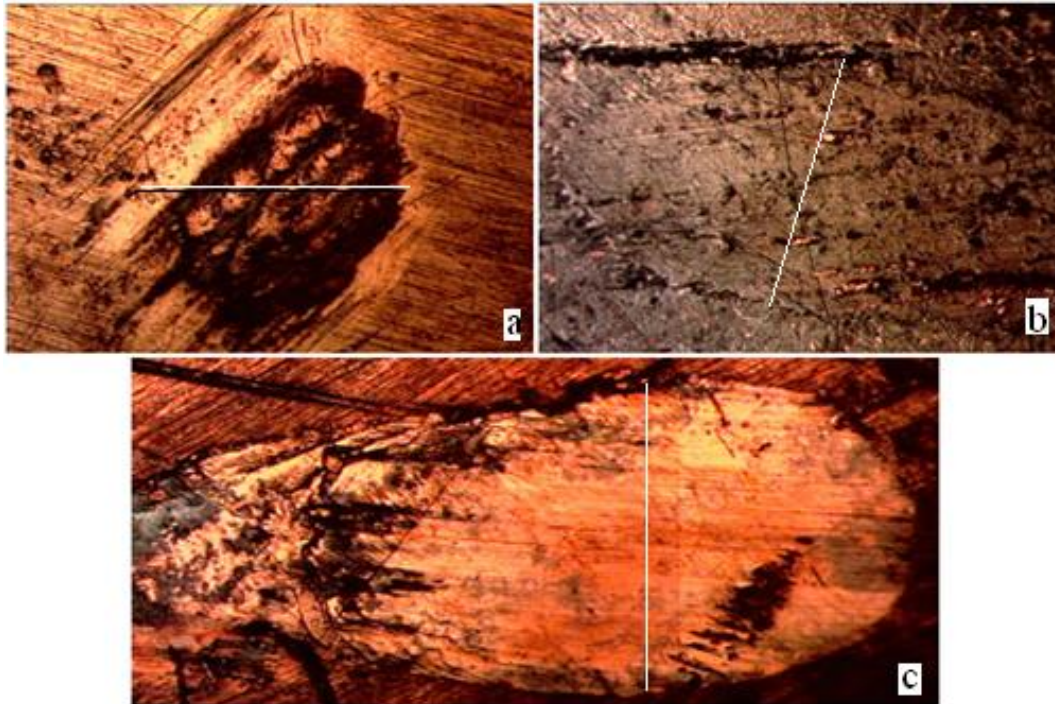


Figure V.15. Vue micrographique de la face usée des pions (a) bronze (b) graphite et (c) cuivre.

Des études [18,19] révèlent une augmentation de la résistance à la rupture en fonction de la température qui est due essentiellement à une augmentation de l'aire réelle de contact. Engel [20] démontre que la largeur de la zone de contact usée tend vers la largeur de contact calculé en régime élastique entre un cylindre et un plan. La figure V.15, donne un exemple typique de la zone usée. Des calculs effectués montrent que le rayon de la zone de contact calculée par la théorie de Hertz mesure 0,72 mm pour le contact bronze-graphite, 0,13 mm pour le couple cuivre-graphite et 0.101 mm dans le contact graphite-graphite. Le rayon mesurée de la zone usée est 10 fois le rayon de Hertz soit ; 1.13 pour le contact bronze-graphite, 1,33 mm pour le couple cuivre-graphite et 1,201 mm dans le contact graphite-graphite (Fig. V.15 (b)).

Le travail de déformation des aspérités, en glissement, provoque une augmentation de la force de frottement et les déformations engendrent le phénomène d'usure accompagné d'un transfert métallique mutuel entre les surfaces en regard [16]. Il est aussi extrêmement important de considérer l'évolution de la rugosité dans le temps du contact. En effet, au cours de l'essai, lorsque l'usure des surfaces se produit, la formation et l'agglomération des débris, entraînent une modification profonde du contact (Fig. V.15). La conséquence de ce dernier phénomène est la diminution de la rugosité de surface et la réduction de l'effet abrasif des particules dures

interposées à l'interface. Dans ces conditions, l'oxydation de la surface de contact, sa rupture partielle par action mécanique, son dépôt sur la piste et son mixage avec les débris de carbone sont les mécanismes dominants [21]. Le mélange (graphite-oxydes) se comporte comme un lubrifiant et réduit le frottement et l'usure [22].

## V.6. CONCLUSION

Le calcul numérique du champ des contraintes à partir de la modélisation du contact sphère-plan a été établi, en utilisant un coefficient de frottement déterminé expérimentalement en fonction de la charge normale, et fait apparaître les points suivants :

- le cisaillement critique nécessaire à la déformation du matériau en sous couche descend en profondeur par rapport à la surface avec l'augmentation de la charge statique appliquée. Il en résulte un accroissement de l'épaisseur de la zone déformée ;
- le calcul général des sollicitations montre que la première plastification, initialement observée en sous couche pour un contact sans frottement, remonte progressivement en surface, avec l'augmentation du coefficient de frottement ;
- l'augmentation de la charge normale se traduit par une amplification du champ des contraintes à l'interface ;
- le coefficient de frottement et un paramètre qui a une influence considérable sur la distribution des contraintes dans le contact dynamique ;
- lorsque le coefficient de frottement est supérieur à 0,7, les endommagements irréversibles (de type abrasif en surface) engendrent des déformations plastiques induites par le glissement. En revanche, le maximum de cisaillement est situé au centre du contact ;
- dès que le coefficient de frottement atteint 0,4 dans le contact graphite-graphite, 0,5 dans le contact cuivre-graphite et 0,55 dans le contact bronze-graphite, des endommagements de type abrasif se produisent en surface.

L'effet de la force tangentielle de frottement est d'accroître la contrainte de compression à l'avant de la zone de contact et d'intensifier la traction à l'arrière de la zone. La position de la plus grande contrainte principale de traction se trouve toujours à l'arrière du périmètre de contact. Pour toute valeur du coefficient de frottement différente de zéro, cette contrainte principale de traction croît avec l'augmentation de la force tangentielle et peut même dépasser la pression maximale de contact au point d'origine.

Ainsi, aussi petite soit la valeur de la force tangentielle associée, cette surcontrainte ne pourra être adaptée que par une accommodation irréversible du matériau et donc par plastification ou fissuration. Une fois que les fissures sont présentées, le cumul de chargement et de déformations provoquent la propagation et la jonction des fissures. Elles ont tendance à se propager parallèlement à la surface. La profondeur d'amorçage des fissures dépend des propriétés des matériaux et du coefficient de frottement.

Outre les aspects de la rugosité il est aussi extrêmement important de considérer l'évolution dans le temps du contact. Effectivement au cours de l'essai, avec l'usure des surfaces, la formation et l'agglomération des débris, la géométrie du contact se trouvent profondément

modifiées. Les hypothèses de Hertz valables au cours des premiers instants de l'essai sont très rapidement rendues caduques.

### Références bibliographiques (chapitre V)

- [1] D. F. Diao, K. Kato, K. Hayahi, The maximum tensile stress on a hard coating under sliding friction, *Tribol. Int.* Vol 27, p267-272, 1994.
- [2] L. S. Stephens, Y. Liu, E. I. Melrtis, Finite element analysis of the initial yielding behavior of a hard coating/substrate system with functionally graded interface under indentation and friction, *ASME J. Tribol.* Vol 122, p 381-387, 2000.
- [3] G. M. Hamilton and L. E. Goodman, The stress field created by a circular sliding contact, *ASME, J. Appl. Mech.*, 33, pp. 371-376, 1966.
- [4] D.A. Hills, D. Nowell, A. Sackfield, Butterworth-Heinemann, Books, Mechanics of elastic contact, 1993.
- [5] W. Preng and B. Bhushan, A numerical three-dimensional model for contact of layered elastic-plastic solids with rough surfaces by variational principle, *ASME J. Tribol.* 123, 2001, pp. 330-342.
- [6] A. Djamai, H. Zaidi, B. Villechaise, Modélisation numérique 3D pour le calcul des contraintes de contact sous une sphère rigide en contact sur un revêtement élastique mince, *Tribologie et Conception Mécanique*, pp. 269-283. 2004.
- [7] E. Mc Even, Stresses in elastic cylinders in contact along a generatrix (including the effect of tangential friction), *Journal Phil. Mag.* 40,454. 1949.
- [8] K.L. Johnson, Contact mechanics, Cambridge University Press 1985.
- [9] A. PERSSON, On the stress distribution of cylindrical elastic bodies in contact. Phd. Thesis : Goteborg chalmers tekniska hogskala, 147p, 1964.
- [10] M. Klang, On interior contact under friction between cylinder elastic bodies. PHD. Thesis, Linkoping studies in sci. Tech., Dissert. N° 38, Suede, 1979.
- [11] H. Hertz, On the elastic contact of elastic solids, *J. Reine Angew, Math.*92, 156-171, 1881.
- [12] H. Bufler, Zur theorie der rollenden reibung. Ing., pp.137. 1959.
- [13] J. Dundurs, Properties of elastic bodies in contact. In *Mechanics of Contact between Deformable Bodies*, cd. de Pater & Kalker, University Press, Delf. 1975.
- [14] J. A. Greenwood, J. B. P. Williamson, Contact of nominally flat surfaces, *Proc. Roy. Soc. London*, A295, pp. 300-319. 1966.
- [15] O. Barrau, Etude du frottement et de l'usure d'acier à outils de travail à chaud, Thèse de doctorat, l'Institut National Polytechnique de Toulouse, 2004.
- [16] A. Djamai, Zaidi H., Villechaise B., «Modélisation numérique 3D pour le calcul des contraintes de contact sous une sphère rigide en contact sur un revêtement élastique mince», *Tribologie et Conception Mécanique*, pp. 269-283, 2004.
- [17] J. Rocchi, Couplage entre modelisations et experimentations pour étudier le rôle de l'oxydation et des sollicitations mécaniques sur la rhéologie et les débits de troisième corps solide : cas d'un contact de géométrie conforme, Thèse de doctorat. INSA de Lyon, pp.96, 2005.

- [18] B. MBONGO, Liaisons métal-céramique par thermocompression, influence de l'état initial des matériaux et de la pression partielle d'oxygène, Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Lyon, 1991.
- [19] N. IKHLEF, Influence des éléments d'addition dans le cuivre ou implantés dans l'alumine sur l'adhérence à l'état solide du systèmes cuivre/alumine, Thèse de doctorat de l'Ecole Centrale de Lyon, 1991.
- [20] P. A. Engel, Impact wear of materials, Tribology Series. Amsterdam : Elsevier, p.339, 1973.
- [21] A. Bouchoucha, S. Chakroud, D. Paulmier, Influence of oxygen on the tribological behavior on friction and wear in the couple cooper-steel crossed by an electrical current, Tribotest Journal, Nov. 11-27, 2004.
- [22] H. Zhongliang, C. Zhenhua, X. Jintong, D. Guoyun, Effect of PV factor on the wear of carbon brushes for micromotors, Wear 265, 336-340, 2008.

## CHAPITRE VI

### INFLUENCE DU COURANT ELECTRIQUE SUR LE COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE

#### VI.1. INTRODUCTION

Dans la majorité des contacts électriques, nous avons souvent confronté à un problème de frottement sec avec création d'arc et/ou de micro-arcs, qui s'accompagne de modifications géométriques des matériaux en contacts, de transformation physico-chimique des surfaces, d'élévation de température et de vibrations. Cependant, des études sur la nature de la conduction à travers des contacts électriques et l'influence de l'intensité du courant sur l'oxydation du contact sont très limitées [1 et 2]. Avec l'évolution des téléinformatiques et d'autres systèmes électroniques, des exigences plus importantes ont été placées sur le contact électrique [3 et 4].

D'autres travaux [5-8] ont fait la lumière sur la compréhension du mécanisme d'oxydation de contact, la méthode de mesure et les moyens de la prévenir. Ces dernières années, Park [9,10] a étudié l'effet de la charge normale, la vitesse de glissement et la température sur le comportement tribologique des contacts du cuivre.

Le but de ce chapitre est donc d'analyser les mécanismes interfaciaux résultant du passage du courant électrique à l'interface. Pour discuter les résultats expérimentaux, des analyses et des observations sur MEB sont faites pour mettre en évidence l'influence du courant électrique sur la croissance et la rupture de la couche d'oxyde, la variation de la résistance électrique de contact, la catégorie d'usure développée et son effet sur le frottement des couples étudiés.

#### VI.2. GENERALITES SUR LES CONTACTS ELECTRIQUES GLISSANTS

##### VI.2.1 La résistance électrique de contact

Pour déterminer la résistance électrique de contact (statique ou dynamique) [11], nous faisons passer un courant continu d'intensité constante  $I$  à travers l'interface de contact (Fig. VI.1). La mesure de la différence de potentiel  $V_c$  permet d'accéder immédiatement à la résistance ohmique  $R_c$  en utilisant la loi d'Ohm :

$$R_c = V_c / I \quad (\text{VI.1})$$

Le courant traversant le contact provoque une résistance induite par la constriction des lignes de courant (Fig. VI.1). Lorsque la surface totale est réduite à un cercle de rayon  $a$ , la relation proposée par Holm [12] est de la forme :

$$R_c = \frac{\sigma}{2a} \quad (\text{VI.2})$$

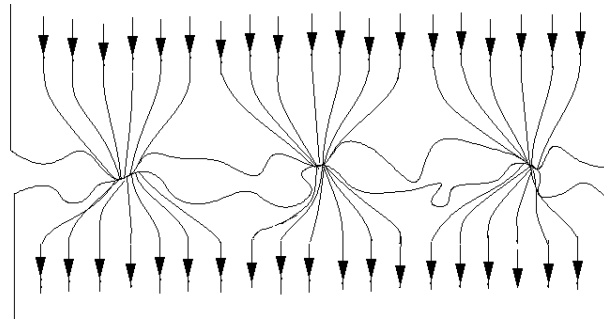


Figure VI.1. Représentation des lignes de courant à l'interface pour un contact réel.

Dans le cas d'un contact élastique sphère sur plan soumis à une charge normale  $P$ , où  $R_s$  est le rayon de la sphère,  $R_c$  est donnée par:

$$R_c = \frac{\sigma}{2} (R_s)^{-1/3} P^{-1/3} \quad (\text{VI.3})$$

Quand le contact devient plastique:

$$R_c = \frac{\sigma}{2} (\pi H)^{1/2} P^{-1/2} \quad (\text{VI.4})$$

En présence d'un film d'oxyde dont l'épaisseur supposée constante caractérisée par une résistivité surfacique  $\sigma_s$ , la résistance électrique globale du contact est la somme de deux termes : l'un est lié au contact effectif  $\sigma/2a$  et l'autre représente la contribution de la couche d'oxyde formée à l'interface de contact  $\sigma_s/2a^2$ .

$$R_c = \sigma/2a + \sigma_s/2a^2 \quad (\text{VI.5})$$

Quand les matériaux en contact sont différents, la résistivité effective au niveau du contact, est déterminée par la relation VI.6. En supposant que les deux corps ont des résistivités  $\sigma_1$  et  $\sigma_2$ , la résistivité totale  $\sigma$  est donnée par :

$$\sigma = \sigma_1 + \sigma_2 \quad (\text{VI.6})$$

Pour des matériaux conducteurs (à l'air libre), selon que le film formé par frottement est continu ou discontinu, la surface de contact peut transmettre le courant électrique, la conduction du courant s'effectue ainsi à travers les zones localisées où les films sont rompus par action mécaniques et/ou électriques.

Le transfert ionique à l'interface crée un champ électrique à travers le film mince d'oxyde, jusqu'à atteindre un état quasi-équilibré entre le métal et l'oxygène absorbé. Le potentiel électrostatique  $V_c$  dépend de l'épaisseur  $e$  du film et de la grandeur du champ électrique exprimé par:

$$E = V_c / e \quad (\text{VI.7})$$

Et la résistance électrique de contact peut être exprimée par :

$$R_c = \sigma_{ox} \cdot e / A_f \quad \text{et} \quad e = A_f \cdot R_c / \sigma_{ox} \quad (\text{VI.8})$$



### VI.2.2. Détermination de l'aire réelle de contact

Pour mesurer expérimentalement l'aire réelle de contact de deux solides métalliques, il faut déterminer la résistance électrique de contact  $R_c$ . La surface totale est réduite à un cercle de rayon  $a$ , la relation proposée par Holm [12] est de la forme :

$$a = \frac{\sigma}{2R_c} \quad (\text{VI.9})$$

L'expression ci-dessus montre que si l'on connaît suffisamment bien les caractéristiques électriques d'une interface de contact, nous pouvons calculer la valeur de l'aire réelle de contact correspondante. Quelque soit le type de contact, au début la déformation est élastique puis elle devient plastique. Cette déformation se poursuit jusqu'à ce que la surface soit suffisante pour supporter la charge. De ce fait, deux cas peuvent se présenter :

- dans le cas d'un contact plastique sphère-plan soumis à une charge normale  $P$ ,  $a$  est exprimée par :

$$a = \sqrt{\frac{N}{\pi H}} \quad (\text{VI.10})$$

- dans le cas d'un contact élastique sphère-plan, où  $R_s$  est le rayon de la sphère  $a$  devient :

$$a = R_s^{-1/2} P^{1/2} \quad (\text{VI.10})$$

### VI.2.3. Effet thermique dans les contacts

Dans un contact statique de deux solides appuyés par une charge  $P$  où l'interface est parcourue par un courant électrique  $I$ . Les pressions et les températures élevées s'exerçant sur les microcontacts sont essentiellement dues à la dissipation d'énergie mécanique et à l'effet Joule. L'augmentation de l'intensité du courant provoque une élévation de températures qui affecte la dureté du matériau le plus tendre augmentant ainsi la surface de contact. Dans une configuration dynamique pion-disque, les points de contact changent continuellement. Par conséquent, la température due à la chaleur dissipée par effet joule est plus faible qu'en cas statique, à cause de l'échange thermique, surtout par convection. Dans ce cas, en plus de la dissipation mécanique s'ajoute l'effet Joule. Pour des charges dynamiques élevées, l'effet tribologique (frottement) l'emporte sur l'effet électrique.

## VI.3. RESULTATS ET DISCUSSION

### VI.3.1. Identification de la surface usée du contact

Les surfaces d'un contact glissant sont le siège des transformations tribologique, des réactions chimiques et d'oxydation. Les surfaces mises à nue par le frottement et l'usure sont exposées à l'oxygène ambiant. Le passage du courant électrique active ces réactions.

Les surfaces des pions après frottement ont fait l'objet d'observations microstructurales au microscope électronique à balayage (M.E.B) et l'identification de la nature des phases (oxydes) est réalisée par la microanalyse EDAX.

### VI.3.1.1. Contact cuivre-graphite

#### - I = 0A

Les observations micrographiques de la surface de l'échantillon de cuivre, sans passage de courant électrique (Fig. VI.2), montrent un enlèvement important de la matière caractérisé par des sillons labourés dans le sens du mouvement (Fig. VI.2(a)). Ces labourages sont le résultat de l'action abrasive des particules de graphite détachées et/ou piégées dans le contact (Fig. VI.2(d)). La microanalyse EDAX (Fig. VI.4) montre des pics importants de Cu et des traces de carbone et d'autres éléments. Par contre, nous constatons l'absence totale d'oxygène, ce qui signifie qu'aussitôt formé, le film d'oxyde est immédiatement arraché sous l'action mécanique. La cohésion cuivre-oxyde formé est tellement faible que nous observons peu ou pas d'oxyde [13]. Ce qui explique la faible valeur du coefficient de frottement et de l'usure.

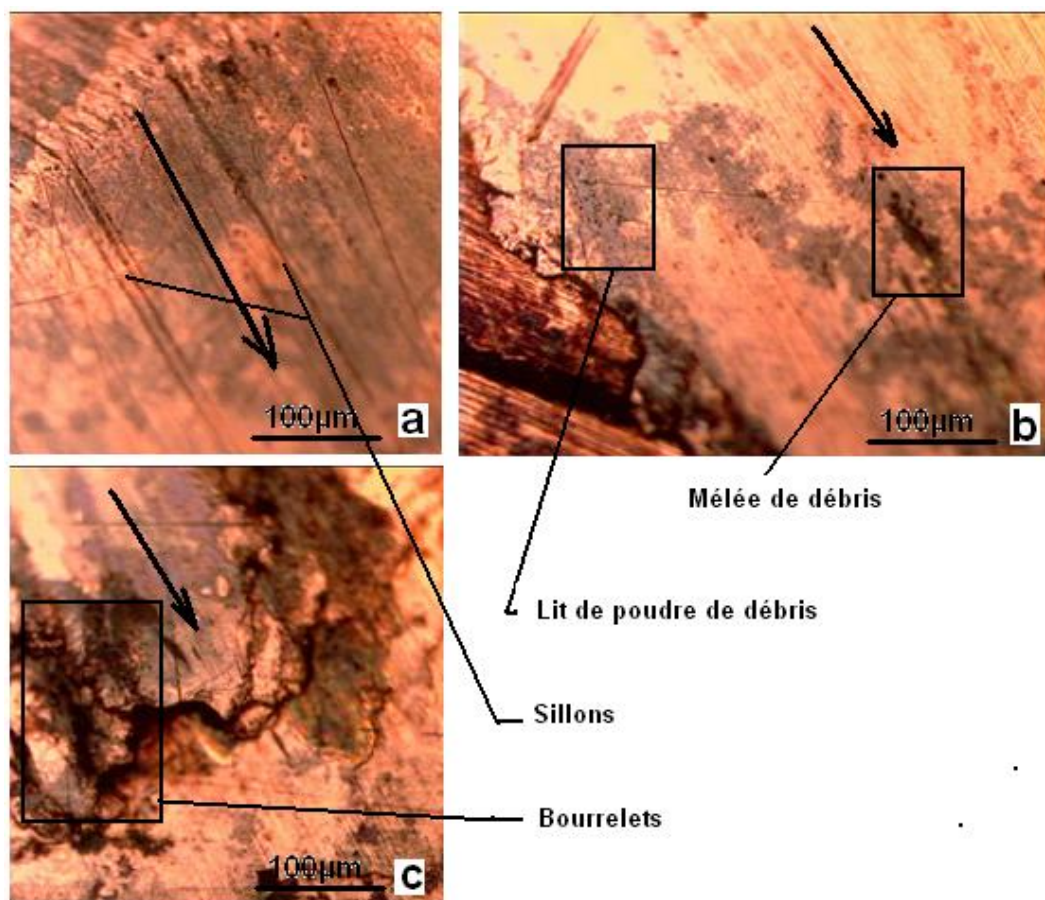


Figure VI.2. Image obtenue par microscope optique des surfaces usées des pions dans un contact cuivre-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 0 \text{ A}$ ) (a) à l'entrée du contact (b) au milieu du contact (c) à la fin du contact.

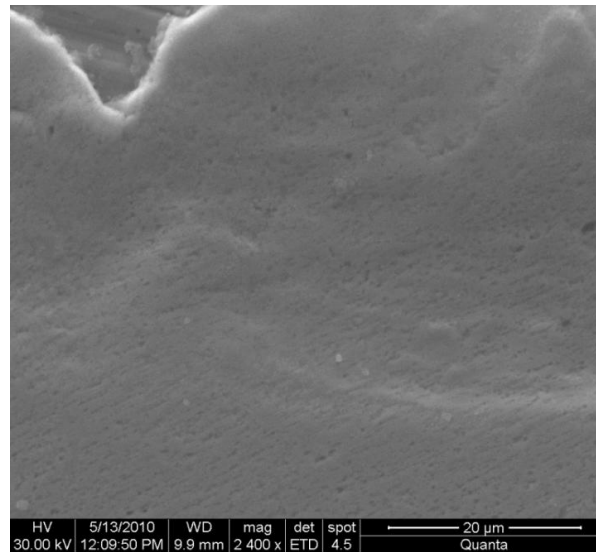


Figure VI.3. Micrographies obtenues par microscope électronique à balayage (M.E.B) des surfaces usées des pions dans un contact cuivre-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 0 \text{ A}$ ).

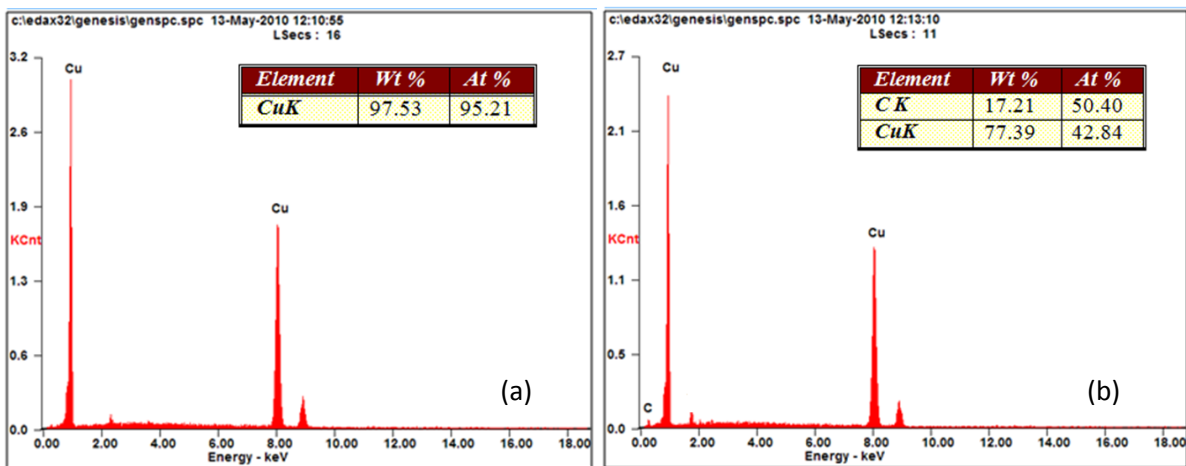


Figure VI.4. Analyses EDAX réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact cuivre-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 0 \text{ A}$ ).

### - $I = 6 \text{ A}$

Pour de faible courant électrique ( $I = 6 \text{ A}$ ) (Fig. VI.5), nous observons sur la surface de contact un lit de poudre compacté (Fig. VI.5) constitué de 44% de graphite transféré du disque vers le pion et de 46% d'oxyde de cuivre  $\text{CuO}$  (Fig. VI.6(a)). Ces oxydes sont généralement présents dans les sillons induits par l'effet du frottement et du courant électrique (Fig. VI.7). La micrographie de la figure VI.5 montre la présence des particules recouvertes d'un mélange de graphite et d'oxyde de cuivre  $\text{CuO}$ . Ces particules ont participées au frottement et à la détérioration des surfaces antagonistes. La nature d'oxyde formé à la surface de contact, nous donne une idée sur la température atteinte localement, qui peut être, dans ce cas, supérieure à  $673 \text{ K}$ , température nécessaire à la formation de l'oxyde cuivrique  $\text{CuO}$ . Ce dernier se trouve sous forme de couche noire relativement mince facilement détachable du métal sous-jacent et favorisant le frottement (Tab. VI.1) [14].

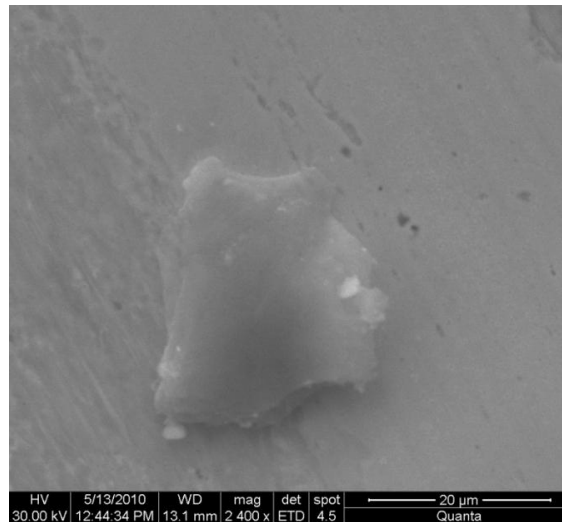


Figure VI.5. Micrographies obtenus par microscope électronique à balayage (M.E.B) des surfaces usées des pions dans un contact cuivre-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 6 \text{ A}$ ).

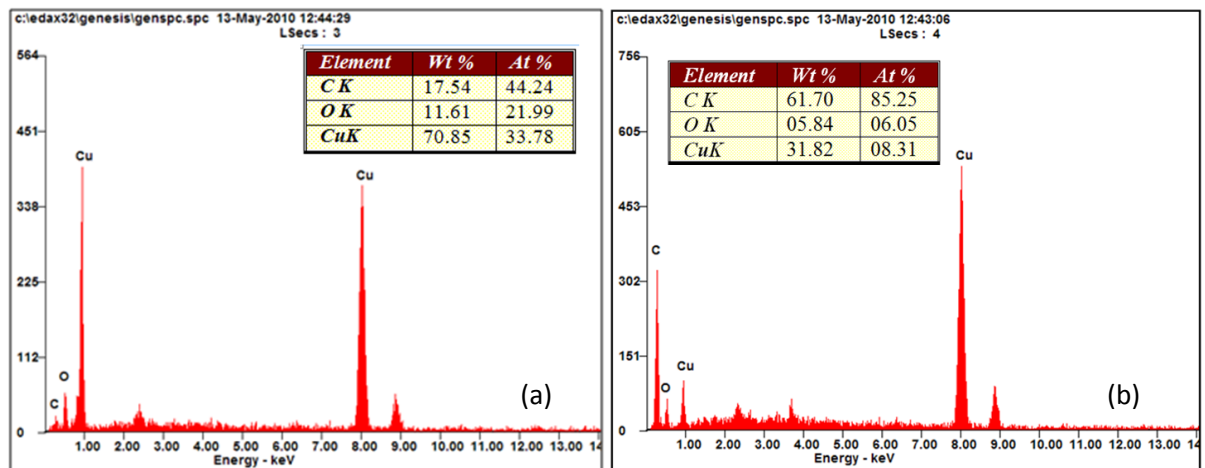


Figure VI.6. Analyses EDAX réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact cuivre-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 6 \text{ A}$ ).

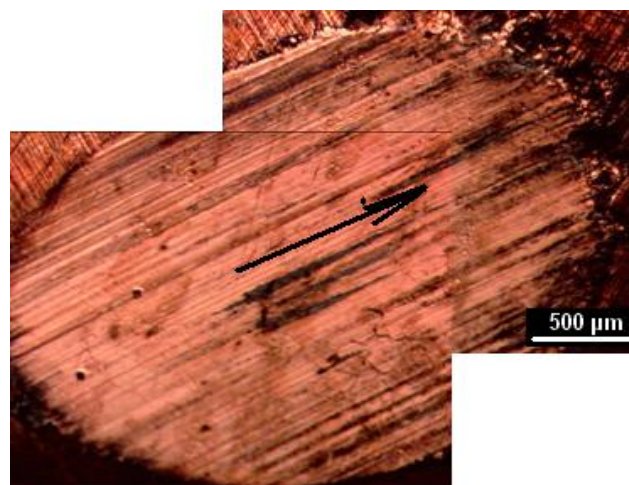


Figure VI.7. Image obtenue par microscope optique (M.O) réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact cuivre-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 6 \text{ A}$ ).

-  $I = 10A$ 

Les micrographies données par la figure VI.8, montre la présence d'important labourage de la surface du pion, des déformations plastiques, des plateaux d'oxydes, des particules détachées et la formation des bourrelets (latéraux et frontaux) par déformation plastique du cuivre (pion). De plus, la composition chimique des phases (Fig. VI.9) correspond chacune (essentiellement) à deux spectres (Fig. VI.10), qui montrent la présence du graphite transféré du disque et des oxydes de cuivre  $CuO$  à la surface du pion. L'analyse des bourrelets indique la présence d'une mixture constituée de 39% de  $Cu_2O$  et 47% de graphite (Fig. VI.10(a)). Des particules d'oxydes de cuivre, une fois arrachées s'intercalent à l'interface, supportent les charges mécaniques et thermiques accélérant ainsi le processus d'usure abrasive et perturbent les évolutions du coefficient de frottement et de la résistance électrique de contact [15 et 16] (Tab. VI.1).

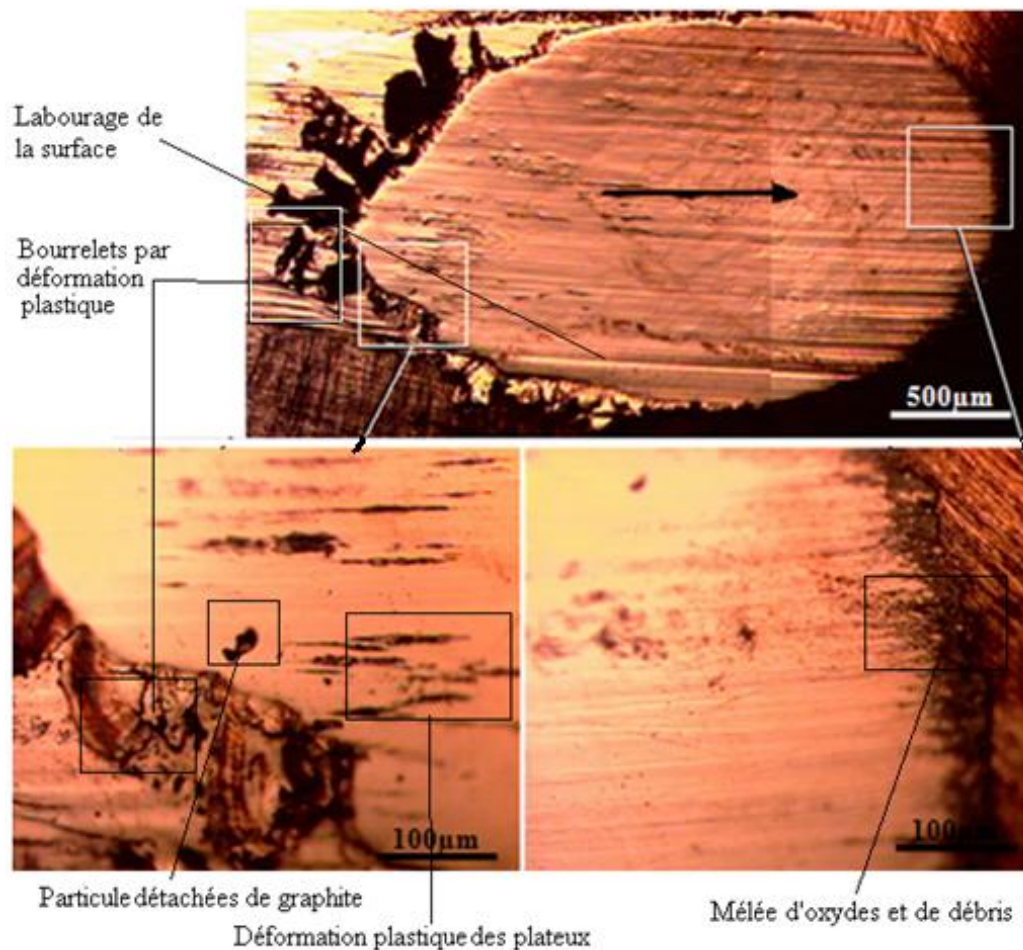


Figure VI.8. Micrographie d'une surface usée d'un pion dans un contact cuivre-graphite, obtenue au microscope optique ( $P = 20\text{ N}$ ,  $v = 1\text{ m/s}$ ,  $I = 10\text{ A}$ ).

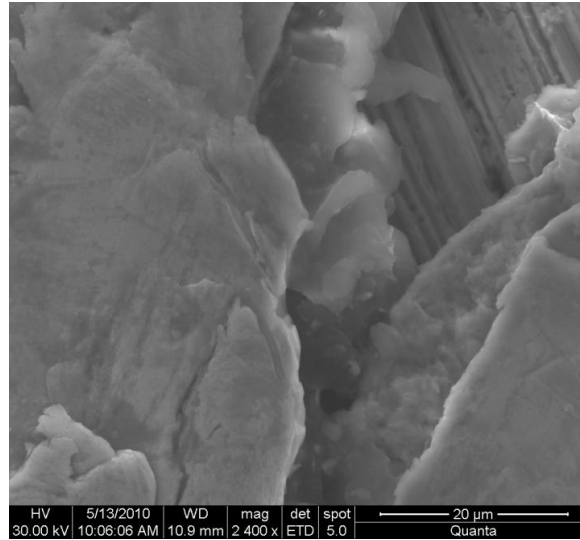


Figure VI.9. Micrographies au microscope électronique à balayage (M.E.B) réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact cuivre-graphite ( $P = 20$  N,  $v = 1$  m/s,  $I = 10$  A).

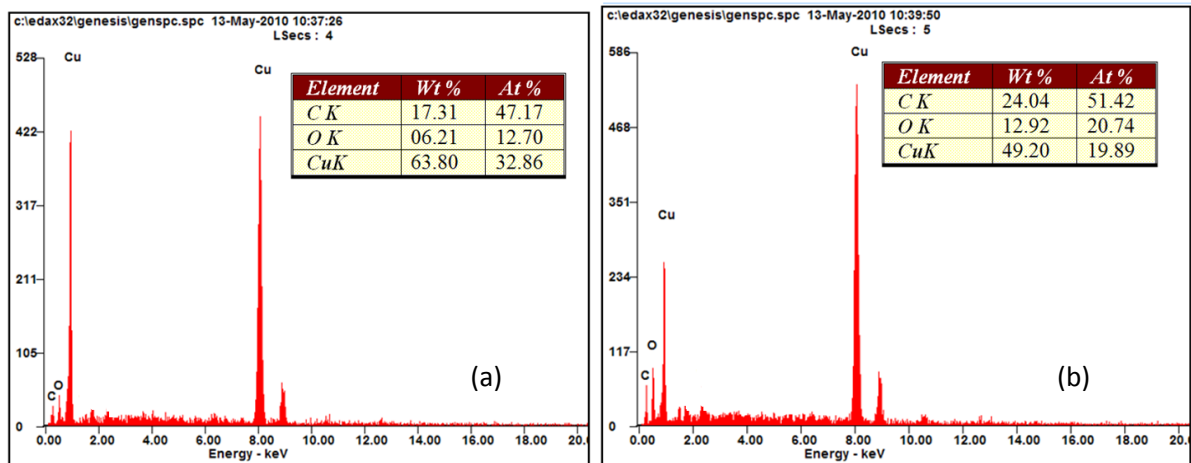


Figure VI.10. Analyses EDAX réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact cuivre-graphite ( $P = 20$  N,  $v = 1$  m/s,  $I = 10$  A).

I [A]	W [mg/m]	$\mu$	Tnum [K]	Rc [mOhm]
0	0,00013	0,20833	345,2	0,00
3	0,00016	0,21094	342,3	45,57
4	0,00014	0,19531	343,1	70,63
6	0,00015	0,21094	344,3	43,95
8	0,00014	0,21484	349	46,59
10	0,00014	0,27865	362,6	41,75

Tab. VI.1. Variation du taux d'usure, coefficient de frottement, la température calculée à l'interface et la résistance électrique de contact en fonction de l'intensité du courant dans un contact cuivre-graphite ( $P = 20$  N,  $v = 1$  m/s).

### VI.3.1.2. Contact bronze-graphite

#### - I = 0A

Quand un alliage riche en cuivre est exposé à une atmosphère oxydante, l'oxydation est initialement dominée par la croissance vers l'extérieur de  $\text{Cu}_2\text{O}$  à cause de la grande solubilité et diffusivité de l'oxygène dans le cuivre via les lacunes [17]. En examinant la surface du pion en bronze ayant frotté contre le disque, sans passage du courant électrique, on constate la non homogénéité de la surface de contact (Fig. VI.11). En effet, la zone centrale est très sollicitée et est le siège d'oxydation, de transfert des particules de graphite et des déformations plastiques. Les spectres d'analyse de cette zone confirment bien cette sollicitation. De plus, les plateaux interfaciaux détachés sont essentiellement composés de 94% d'oxyde de cuivre  $\text{Cu}_2\text{O}$  et de 6% de plomb (Fig. VI.12(b)). Une autre phase sous-jacente est plus dense et est composée essentiellement de 47% de graphite transféré du disque et de 33% d'oxyde cuivreux  $\text{Cu}_2\text{O}$  (Fig. VI.12(a)). La présence de cet oxyde, plus dur que le substrat augmente l'usure ; en revanche, la présence du plomb et du graphite broyé contribuent à la diminution du coefficient de frottement (cf. Figs. II.9 et II.13).

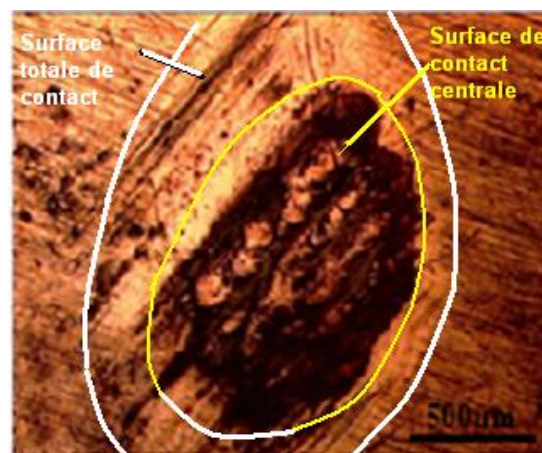


Figure VI.11. Image obtenue par microscope optique (M.O) réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact bronze-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 0 \text{ A}$ ).

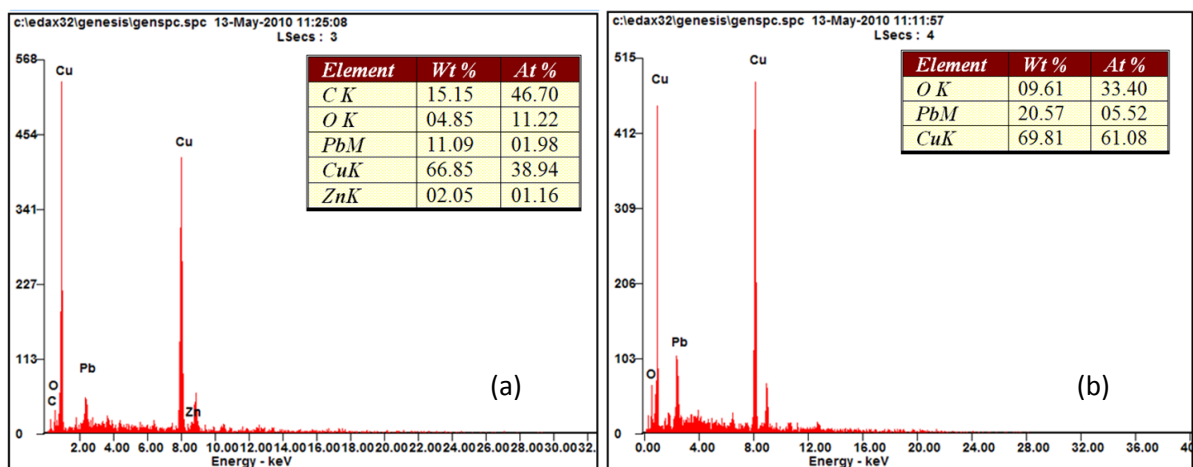


Figure VI.12. . Analyses EDAX réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact bronze-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 0 \text{ A}$ ).

### - I = 6A

Les observations micrographiques au M.O de la surface usée du pion révèlent la présence de deux phases (Fig. VI.13) : la première de couleur grise, constituée d'un mélange d'oxyde cuivrique CuO (80%) et de plomb (3,6%). La seconde de couleur argenté, sous forme de lit compacté et allongés dans le sens du déplacement composé d'un mélange d'oxyde cuivrique CuO (44%) et des débris de l'antagoniste (51%) (Fig. VI.14(a)). La présence du graphite sous forme de poudre et recouvrant la surface de contact du pion, favorise le frottement et diminue l'usure (Tab. VI.2).

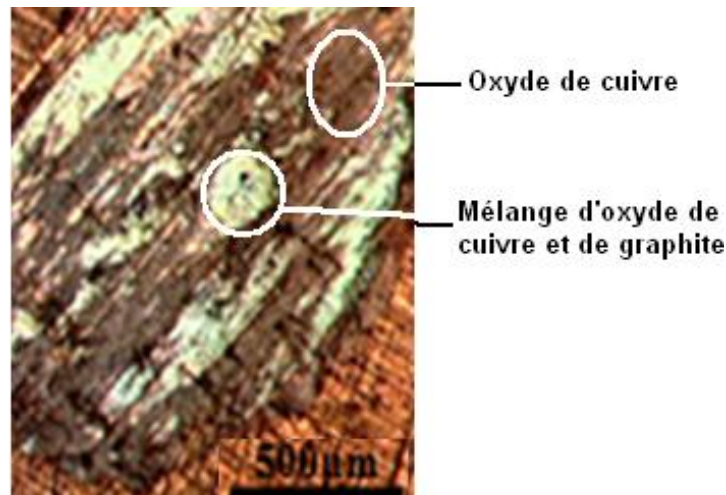


Figure VI.13. Image obtenue par microscope optique M.O réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact bronze-graphite ( $P = 20\text{ N}$ ,  $v = 1\text{ m/s}$ ,  $I = 6\text{ A}$ ).

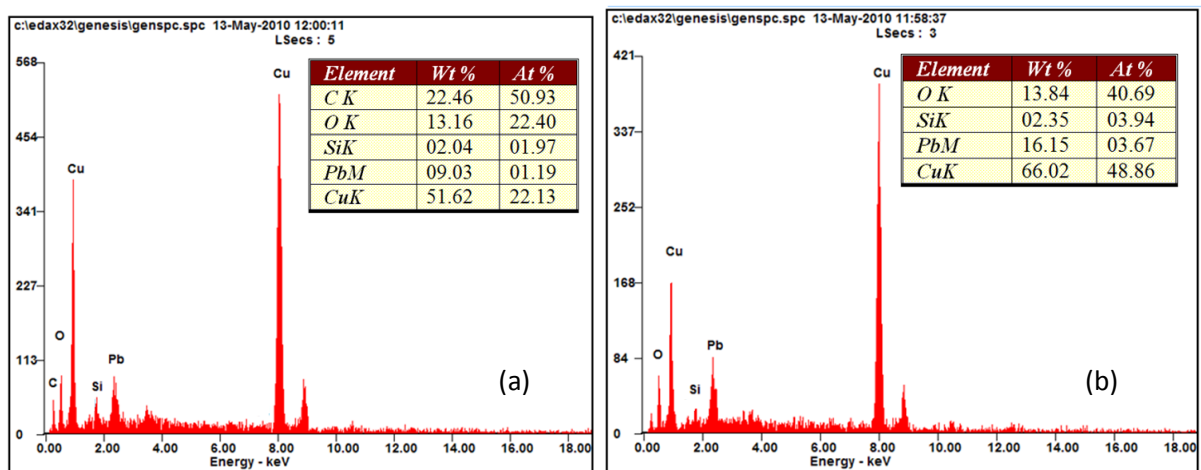


Figure VI.14. Analyses EDAX réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact bronze-graphite ( $P = 20\text{ N}$ ,  $v = 1\text{ m/s}$ ,  $I = 6\text{ A}$ ).

### - I = 10A

L'observation de la surface usée du pion (Fig. VI.15), est sillonnée dans le sens de glissement et est en grande majorité recouverte d'une couche d'oxyde noire. Les effets combinés mécanique et électrique favorisent le phénomène d'oxydation. En effet, cet échauffement augmente la température interfaciale au-delà de  $600\text{ °C}$  d'où la formation de l'oxyde CuO



comme le montre la composition élémentaire de l'analyse EDAX (Fig. VI.16). Les spectres de cette figure indiquent la présence de 84% de CuO et 4,5% de Pb. Le spectre de carbone est un indice de transfert de graphite sur le pion. La mixture oxyde de cuivre-graphite-oxyde de plomb favorise le glissement et diminue l'usure.

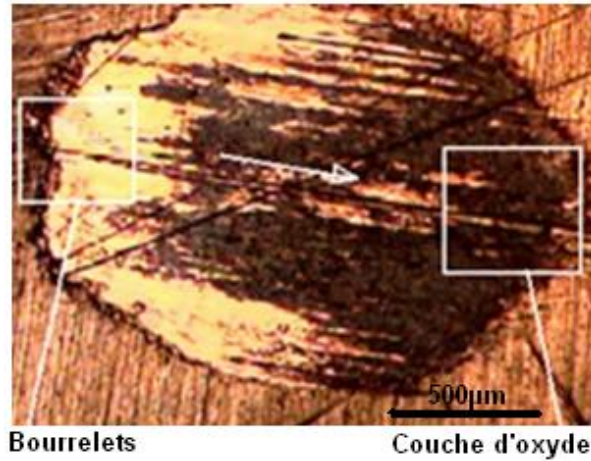


Figure VI.15. Micrographie obtenue au microscope optique d'une surface usée d'un pion dans un contact bronze-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $V = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 10 \text{ A}$ ).

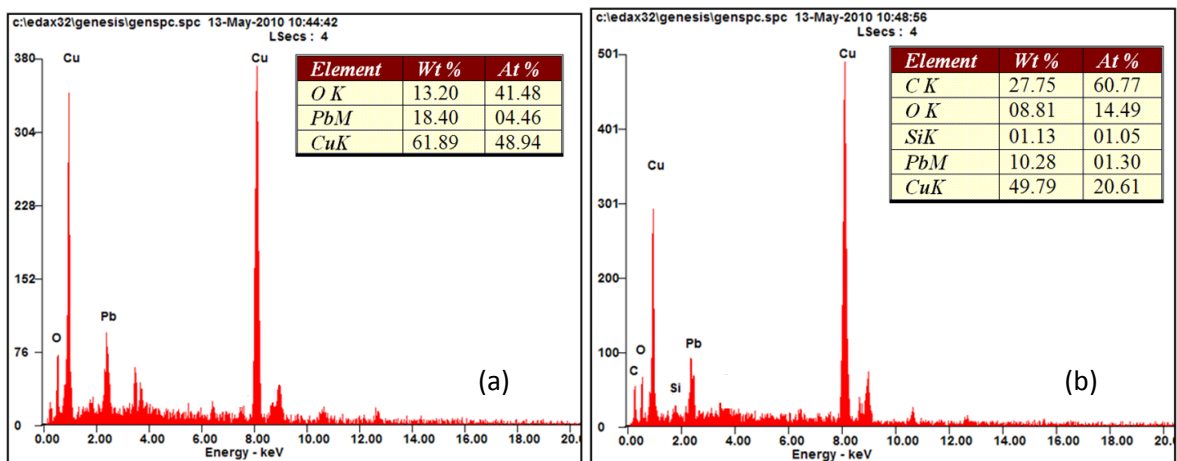


Figure VI.16. . Analyses EDAX réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact bronze-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 10 \text{ A}$ ).

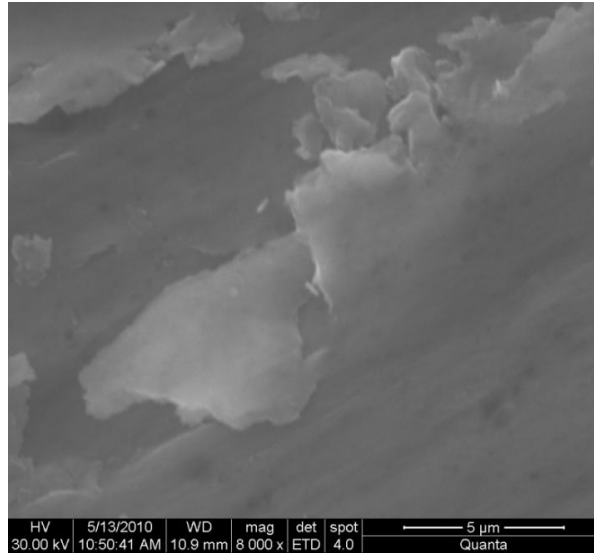


Figure VI.17. Micrographies obtenues au microscope électronique à balayage M.E.B des surfaces usées des pions dans un contact bronze-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 10 \text{ A}$ ).

<b>I [A]</b>	<b>W [mg/m]</b>	<b><math>\mu</math></b>	<b><math>T_{\text{num}}</math> [K]</b>	<b>Rc [mOhm]</b>
0	0,00013	0,19401	343,2	0,00
3	0,00004	0,22396	344,3	99,50
4	0,00003	0,20052	346,7	74,63
6	0,00004	0,19531	346,8	67,67
8	0,00003	0,18490	356,5	61,28
10	0,00003	0,17188	357,4	52,30

Tab. VI.2. Variation du taux d'usure, du coefficient de frottement, de la température calculée à l'interface et de la résistance électrique de contact en fonction de l'intensité du courant dans un contact bronze-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ).

### VI.3.1.3. Contact graphite-graphite

#### - I = 0A

Les investigations microstructurales menées au MEB, en absence du courant électrique (Fig. VI.18) dévoile la présence de deux zones : la première de couleur grise est constituée d'un mélange de graphite et d'oxyde de cuivre  $\text{CuO}$  et la seconde de couleur noire riche en graphite et en oxyde de carbone (Fig. VI.19).

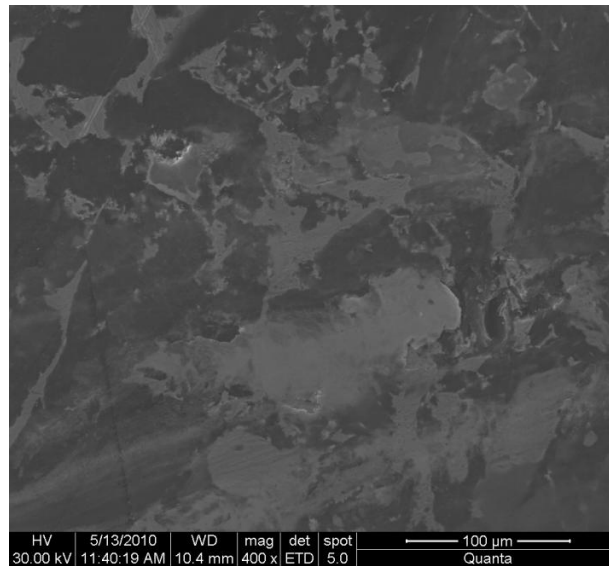


Figure VI.18. Micrographie obtenue par microscope électronique à balayage (M.E.B) des surfaces usées des pions dans un contact graphite-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 0 \text{ A}$ ).

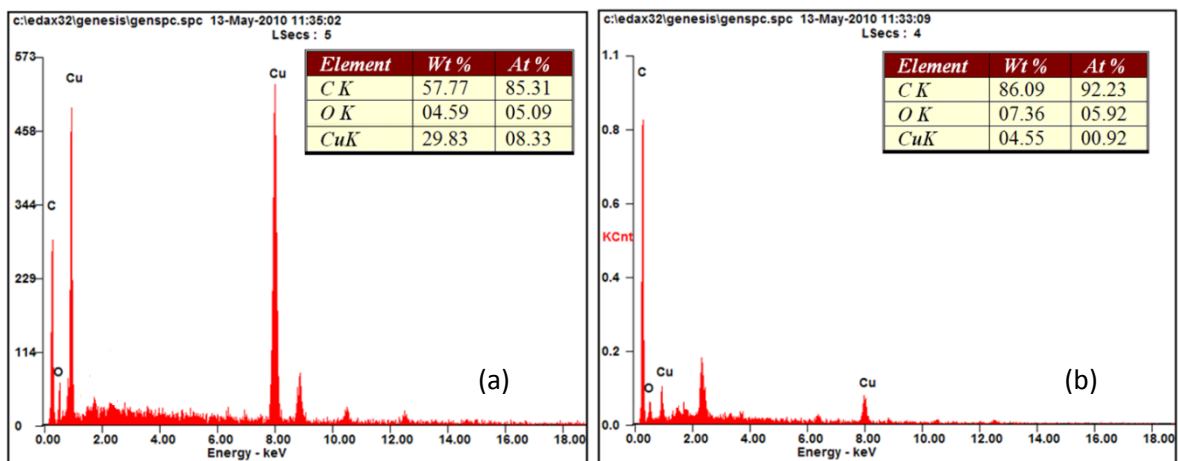


Figure VI.19. Analyses EDAX réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact graphite-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 0 \text{ A}$ ).

### - $I = 6 \text{ A}$

Durant le fonctionnement des couples, la dissipation d'énergie mécanique et électrique due au passage d'un courant d'intensité  $6 \text{ A}$ , entraîne un accroissement de température et active l'oxydation. Cette dernière se présente sous deux types : le premier est probablement l'oxyde de carbone (Fig. VI.20) sous forme de poudre très compactée (Fig. VI.21) [18] le deuxième, quant à lui, est constitué d'oxyde de cuivre  $\text{Cu}_2\text{O}$  (Fig. VI.20) sous forme de fine particules, associées à des débris de cuivre et de graphite (Fig. VI.21).

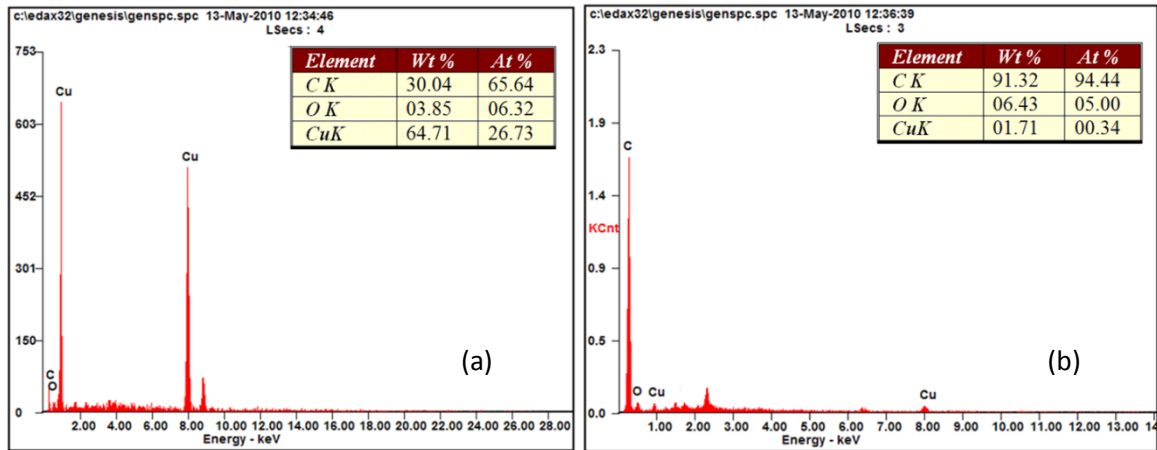


Figure VI.20. . Analyses EDAX réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact graphite-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $V = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 6 \text{ A}$ ).

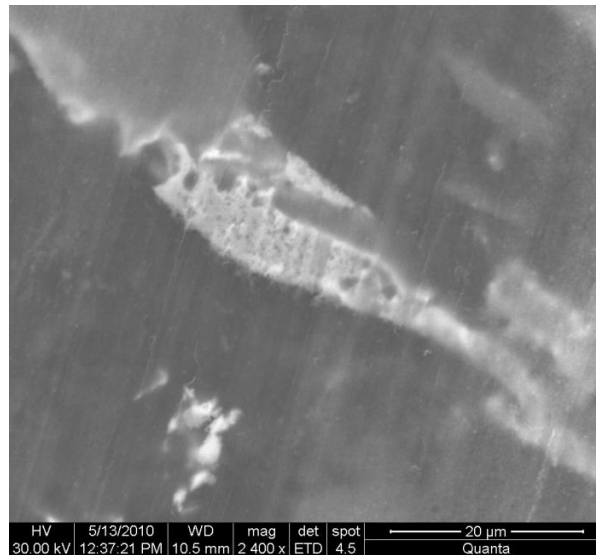


Figure VI.21. Micrographie obtenue par microscope électronique à balayage (M.E.B) des surfaces usées des pions dans un contact graphite-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 6 \text{ A}$ ).

### - $I = 10 \text{ A}$

Pour une intensité de courant de 10A, les spectres de la figure VI.22 montrent l'absence d'oxyde de carbone sur la surface du pion en graphite, car l'oxydation du graphite produit des espèces gazeuses ( $\text{CO}$  et  $\text{CO}_2$ ) et s'accompagne d'une dégradation du matériau [18] (Figs. VI.23 et 24). De plus, sous l'effet du frottement, les débris d'oxyde de cuivre sont soit éjectés du contact, soit déposés sur les bords et ne participent pas, au moins momentanément, au contact. Braunovic [19] et Swingler [20] ont montré que le passage du courant électrique provoque la rupture des films minces des oxydes formés à l'interface, ainsi, l'usure augmente avec l'augmentation de l'oxydation à la surface. D'après le tableau VI.3 la résistance électrique de contact diminue ce qui signifie une augmentation de la surface réelle de contact et une diminution de la section occupé par l'oxyde.

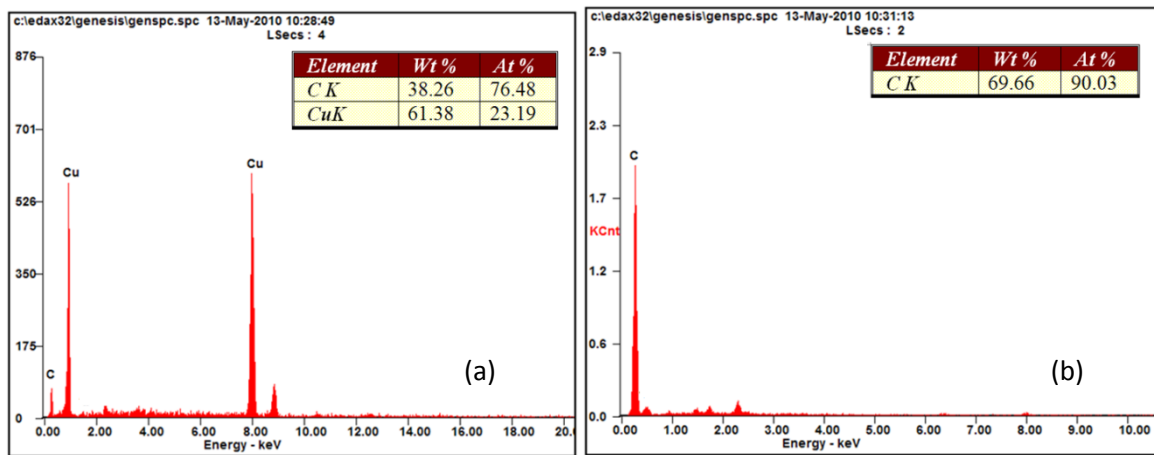


Figure VI.22. Analyses EDAX réalisées sur les surfaces usées des pions dans un contact graphite-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 10 \text{ A}$ ).

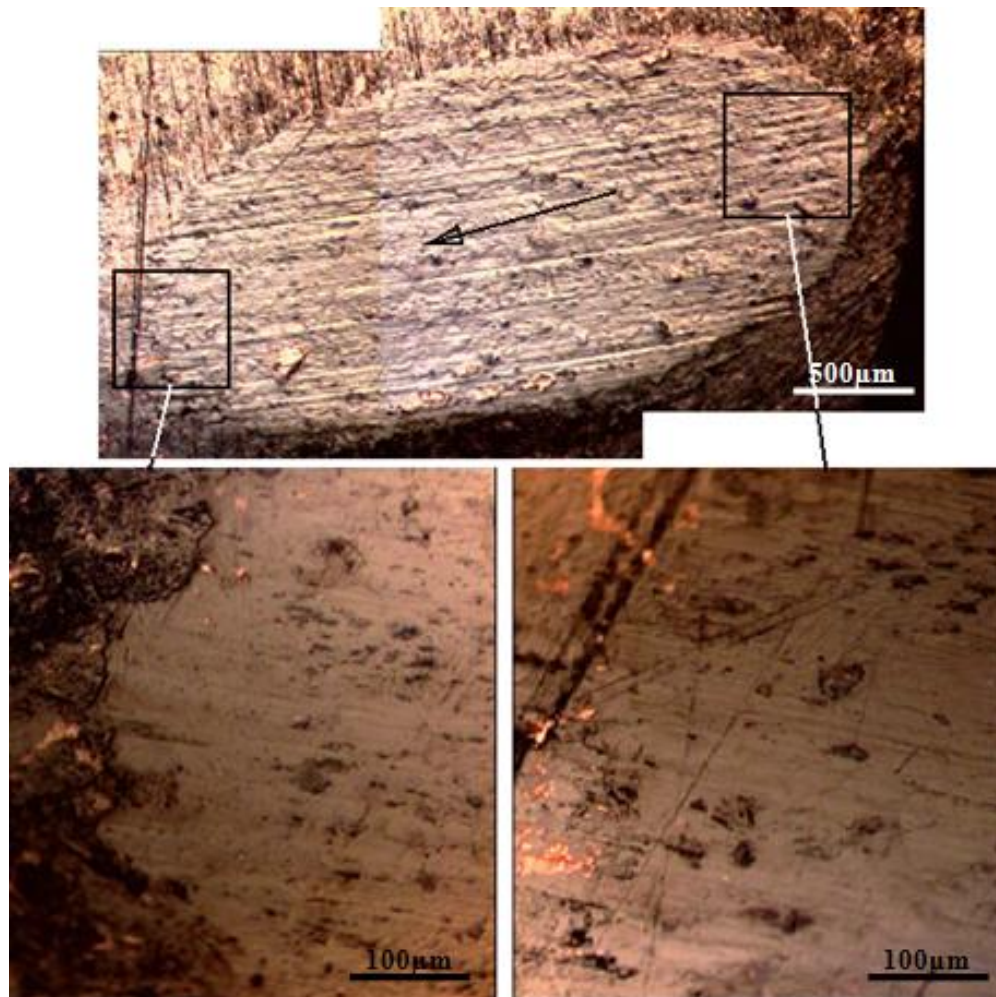


Figure VI.23. Micrographies obtenues par microscope électronique à balayage d'une surface usée d'un pion dans un contact graphite-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 10 \text{ A}$ ).

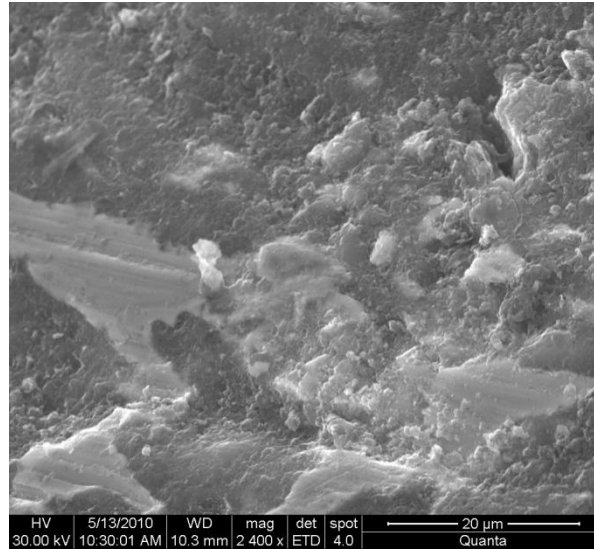


Figure VI.24. Micrographie obtenue par microscope électronique à balayage (M.E.B) des surfaces usées des pions dans un contact graphite-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ,  $I = 10 \text{ A}$ ).

<b>I [A]</b>	<b>W [mg/m]</b>	<b><math>\mu</math></b>	<b><math>T_{\text{num}}</math> [K]</b>	<b>Rc [mOhm]</b>
0	0,00010	0,25391	336,5	0,00
3	0,00024	0,26432	330,1	89,67
4	0,00023	0,26693	348,6	88,48
6	0,00023	0,27865	355,8	92,67
8	0,00030	0,27214	364,4	76,91
10	0,00042	0,25391	377,1	68,88

Tab. VI.3. Variation du taux d'usure, du coefficient de frottement, de la température calculée à l'interface et de la résistance électrique de contact en fonction de l'intensité du courant dans un contact graphite-graphite ( $P = 20 \text{ N}$ ,  $v = 1 \text{ m/s}$ ).

### VI.3.2. Influence du courant électrique sur le frottement

Pour  $I = 0 \text{ A}$ , dans le cas de frottement à faible charge, le coefficient de frottement est élevé ( $\mu \sim 0,38$ ) pour les trois couples (Fig. VI. 25(a)). Dans ces conditions, la mise en contact et l'enchevêtrement des aspérités augmentent l'adhésion à l'interface et la contrainte de cisaillement (Fig. VI.27). A partir de  $P = 10 \text{ N}$ , le coefficient de frottement se stabilise ( $\mu \sim 0,22$ ) par stabilisation des conditions de fonctionnement à l'interface. Au fur et à mesure que le frottement se poursuit la surface de contact augmente avec la charge, les surfaces en regard s'adaptent davantage. Dans le cas du contact cuivre-graphite et pour une charge de  $20 \text{ N}$ , il y a transfert du graphite sur le pion (Fig. VI.4(b)), ce dernier favorise le frottement (Fig. VI. 25(a)). Sur la surface du pion en bronze, il y a enrichissement en oxyde de cuivre  $\text{Cu}_2\text{O}$ , en graphite transféré du disque et en plomb (Fig. VI.12). La conséquence de cette formation est de diminuer le frottement. La présence d'oxyde de cuivre  $\text{CuO}$  (Fig. VI.19(a)) sous forme de particules difficilement détachable sur la face du pion en graphite, engendre un coefficient de frottement supérieur à celui du contact cuivre-graphite et bronze-graphite.

Le passage d'une intensité de courant électrique à l'interface, jusqu'à 6 A environ, a une influence négligeable sur les valeurs des coefficients de frottement des trois couples. Par contre, pour des intensités supérieures à cette limite, le coefficient de frottement  $\mu$  a tendance à diminuer pour les couples bronze-graphite et graphite-graphite (Fig. VI.26). Le pion en bronze présente une légère diminution de la quantité du plomb et une augmentation de la quantité d'oxyde de cuivre CuO et du graphite transféré (Fig. VI.14). Ce dernier favorise d'avantage le frottement. L'absence de l'oxyde CuO dans le contact graphite-graphite (Fig. VI.22) laisse diminuer le frottement et sa présence dans le contact cuivre-graphite (Fig. VI.10) augmente le coefficient de frottement.

Pour ( $I \neq 0A$ ), les courbes de  $\mu = f(P)$  ne présentent pas des allures régulières (Fig. VI. 25(b)). Cela est dû à la formation et l'arrachement des couches d'oxydes formées dans le contact. La formation de l'oxyde CuO, sur les faces des pions en cuivre et en graphite, augmente le coefficient de frottement ; car les particules de l'oxyde CuO deviennent adhérentes et difficilement détachable du substrat.

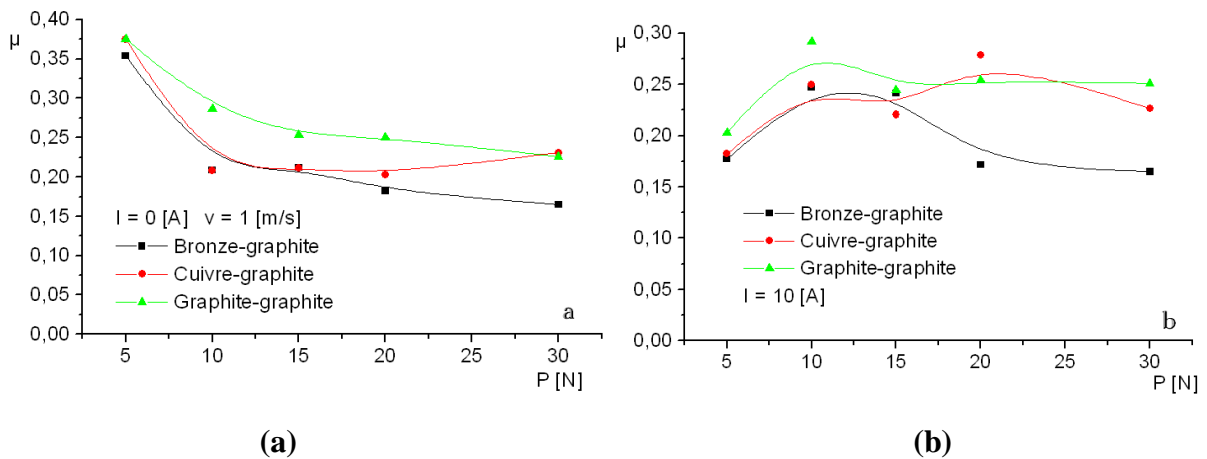


Figure VI.25. Evolution du coefficient de frottement en fonction de la charge (a) sans passage du courant électrique (b) avec passage du courant électrique, ( $v = 1$  m/s).

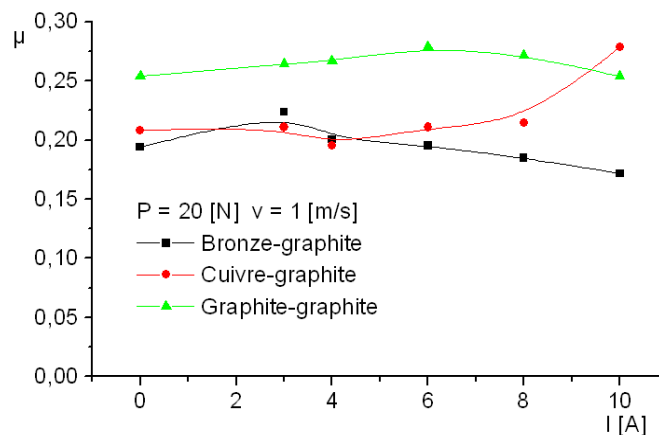


Figure VI.26. Evolution du coefficient de frottement en fonction du courant électrique ( $P = 10$  N,  $v = 1$  m/s).

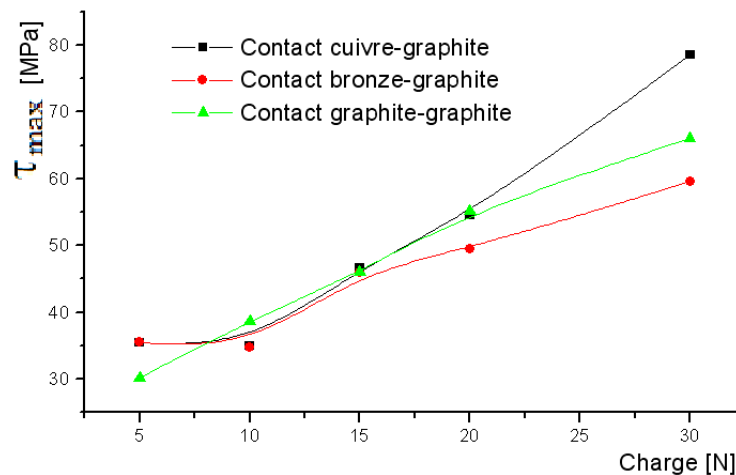


Figure VI.27. Evolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la charge ( $v = 1$  m/s).

### VI.3.3. Influence du courant électrique sur l'usure

L'évolution de l'usure en fonction de la charge et sans passage du courant électrique est représentée graphiquement par la figure VI.28(a). Sous faible charge, le volume usé est sensiblement proportionnel à la charge. Plus la charge augmente, la force tangentielle augmente, les déformations plastiques deviennent importantes. Pour une charge de 20 N la figure VI.11, montre la présence d'une déformation plastique sur la surface du pion en bronze tandis que la figure VI.2, illustre la formation des bourrelets frontaux obtenus par déformation plastique sur la surface du cuivre. Cette augmentation de la charge se traduit aussi par un accroissement du nombre de points de contact entraînant une usure importante. Ceci est dû à l'activation des surfaces métalliques et au degré d'oxydation, comme dans le cas du contact bronze-graphite, où nous avons formation d'une couche d'oxyde de  $\text{Cu}_2\text{O}$  (Fig.VI.12) et  $\text{CuO}$  (Fig.VI.19(a)) dans le cas du contact graphite-graphite. Sachant que ces couches sont rompues sous l'action combinée des contraintes normale et tangentielle, dès qu'elles atteignent leurs épaisseurs critiques [21 et 22].

Dans le cas du contact cuivre-graphite, des mêlés de débris constitués des particules de cuivre et de graphite piégés entre le pion et le disque labourent la surface du cuivre et la déforment sévèrement (Fig. VI.2). Dans ces conditions, l'oxydation de la surface de contact du pion, sa rupture partielle par action mécanique, son dépôt sur la piste et son mixage avec les débris de graphite sont les mécanismes dominants.

L'usure en fonction de la charge et en présence du courant électrique ( $I = 10\text{A}$ ) des trois couples, surtout celui du cuivre graphite, diminue avec l'augmentation de la charge (Fig. VI.28(b)). Le détachement des particules de graphite et leur transfert sur la contre face favorisent le glissement. La conséquence de ce dernier phénomène est de diminuer la rugosité de surface, de réduire l'effet abrasif des particules dures interposées à l'interface et réduit l'usure (Fig. VI.28(b)). Par ailleurs, pour des intensités supérieures à 3A (Fig. VI.29), le passage du courant électrique a une influence négligeable sur les valeurs de l'usure des couples bronze-graphite et cuivre-graphite. Cela est probablement dû à la formation d'un lit de poudre



d'oxyde de cuivre CuO qui se présente sous forme de mince couche (Figs. VI.6 et VI.7) s'adaptant bien à la topographie de la surface du pion et protège les surfaces antagonistes [23-25]. De plus, ces oxydes conduisent à une diminution de l'aire réelle de contact du couple, et donc de l'adhésion et l'usure [22]. Des études [26 et 27] ont montré que l'usure n'est pas tellement influencée par le courant électrique, sauf dans le cas de fortes intensités où le phénomène d'oxydation est activé. Par contre, l'usure du couple graphite-graphite augmente avec l'augmentation du courant électrique (Fig. VI.29). En effet, l'oxyde de graphite donne naissance aux espèces gazeuses (CO, CO<sub>2</sub>,...), et s'accompagne d'une dégradation de la surface du pion (Fig. VI.23) et d'une augmentation de l'usure [28]. En revanche, dans le cas des couples graphite-graphite, l'usure demeure largement dépendante du courant.

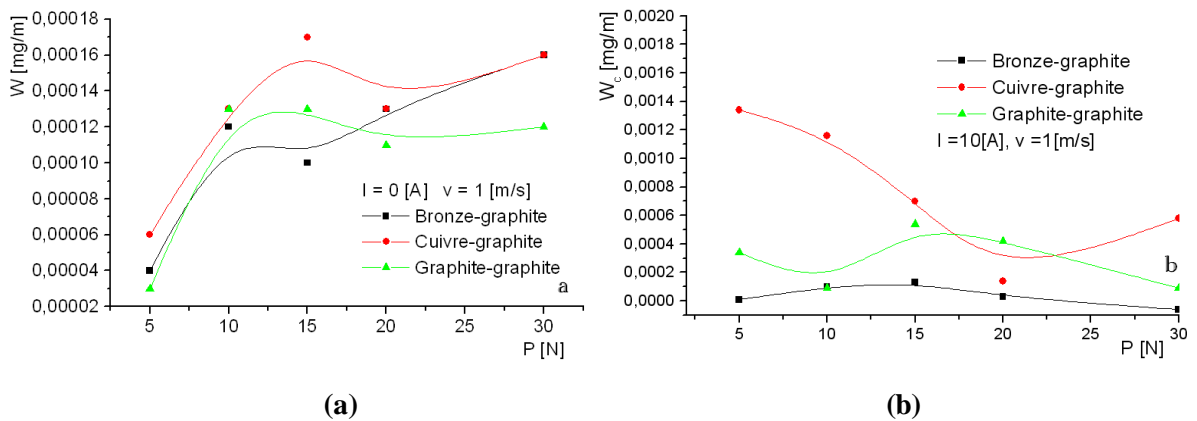


Figure VI.28. Evolution du taux d'usure en fonction de la charge (a) sans passage du courant électrique (b) avec passage du courant électrique, ( $v = 1$  m/s).

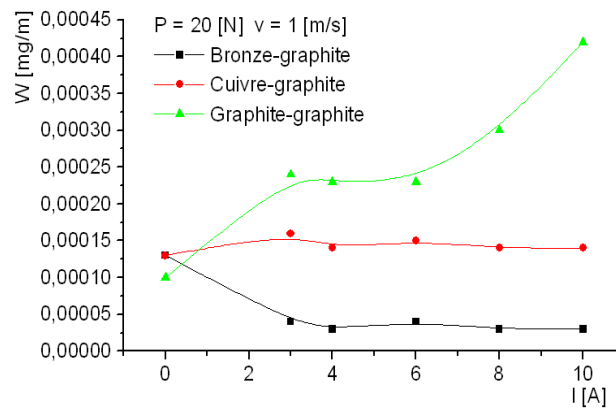


Figure VI.29. Evolution du taux d'usure en fonction du courant électrique ( $P = 10$  N,  $v = 1$  m/s).

#### VI.3.4. Influence du courant électrique sur l'élévation de la température de contact

Les températures à l'interface sont calculées à la base des températures mesurées par un thermocouple implanté à 2 mm du contact par notre code de calcul basée sur les volumes finis.

En présence du courant électrique, l'élévation de la température est due essentiellement à l'effet joule et à la dissipation de l'énergie mécanique. Cette énergie globale dissipée, correspond à l'énergie globale amenée au système mécanique. Cette énergie disponible peut-être utilisée dans

le système sous différents mécanismes tels que le dégagement de chaleur, la déformation des corps, les transformations de surface [29]. La figure VI.30 montre l'évolution de la température des trois couples en fonction du courant électrique. La température enregistrée par le couple graphite-graphite est supérieure à celle des couples bronze-graphite et cuivre-graphite, à cause de la couche d'oxyde formée à l'interface (Fig. VI.22) et jouant le rôle de lubrifiant.

Pour  $I = 10A$ , lorsque la charge croit (Fig. VI.31), la température du couple cuivre-graphite augmente, celle du couple bronze-graphite semble peu dépendante de la charge ; en revanche, celle du contact graphite-graphite diminue. Ce contraste est d'autant plus marquant, surtout quand on sait que le graphite, a une structure lamellaire facilement cisailable qui devrait donner une très faible énergie nécessaire à la déformation des aspérités et la surface de contact augmente [30]. L'élargissement de cette surface va entraîner à son tour, une diminution de la résistance électrique de contact (Figs. VI.32 et VI.33), donc un abaissement de la température. Nous pouvons donc penser, que la surface de contact s'oppose à une augmentation de température en s'élargissant, alors qu'il y a une autorégulation de la température [31]. En effet, dans une configuration pion-disque, les points de contact changent continuellement, par conséquent, l'élévation de la température due à la chaleur dissipée par effet joule est plus faible. S'il y a superposition de l'effet joule et de la dissipation de l'énergie mécanique cette dernière devient prédominante dans le cas des grandes charges et grandes vitesses ( $P.v$ ).

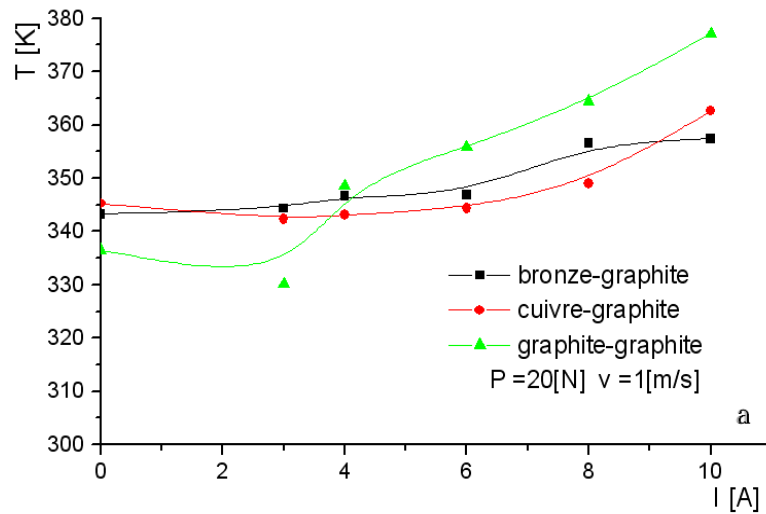


Figure VI.30. Evolution de la température en fonction du courant électrique ( $P = 20$  N,  $v = 1$  m/s).

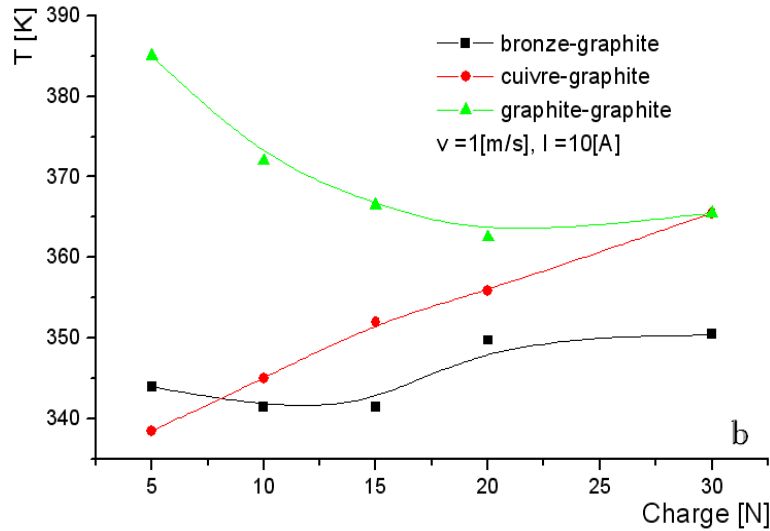


Figure VI.31. Evolution de la température en fonction de la charge ( $I = 10$  A,  $v = 1$  m/s).

### VI.3.5. Influence de l'intensité du courant électrique et de la charge sur la résistance électrique de contact

Selon que le film d'oxyde formé par frottement sur la surface du pion est continu ou discontinu. La conduction du courant s'effectue ainsi à travers les zones localisées où les films sont rompus par actions mécaniques et/ou électriques. La mesure de la résistance de contact permet, généralement, d'estimer la surface réelle de contact  $A_r$  en utilisant la formule donnée par Holm [12].

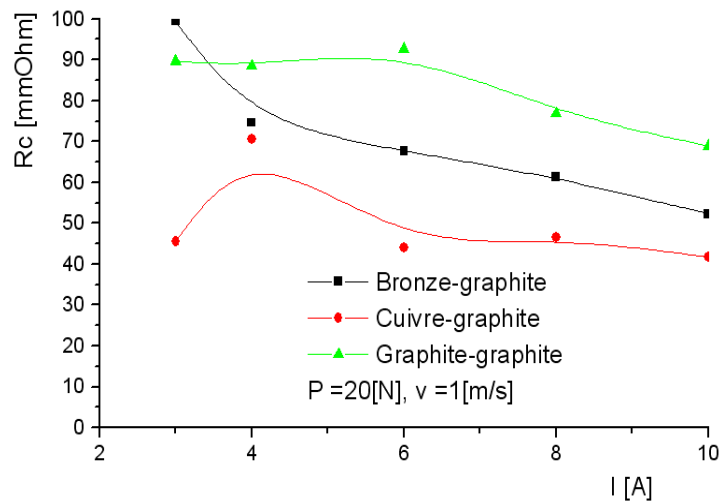


Figure VI.32. Evolution de la résistance électrique de contact en fonction du courant électrique ( $P = 10$  N,  $v = 1$  m/s).

Lorsque la densité de courant dépasse une certaine valeur critique, il y a rupture du film, et une diminution de la résistance de contact du couple bronze-graphite (Fig. VI.32). Cette diminution, importante vis-à-vis des deux autres couples est liée, en plus de l'augmentation de l'intensité du courant électrique, à la mise à nue de la surface de contact (diminution du taux de

recouvrement de la surface de contact du bronze) par l'action mécanique et/ou électrique (Fig. VI.26).

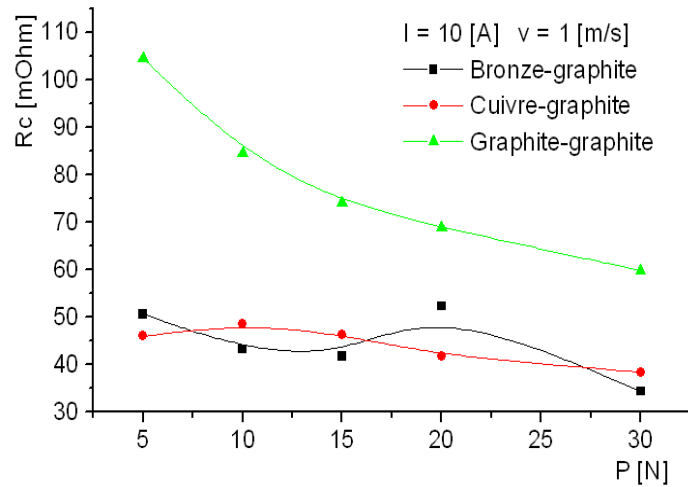


Figure VI.33. Evolution de la résistance électrique de contact en fonction de la charge en présence du courant électrique  $I = 10$  A.

La figure VI.33 montre que la charge n'a pas une influence significative sur l'évolution de la résistance électrique de contact car dans ces conditions de fonctionnement, la formation d'une couche d'oxyde  $\text{CuO}$  qui se présente sous forme de mince couche (Figs. VI.6 et VI.14) et qui s'adapte bien aux irrégularités du métal (cuivre-graphite et bronze-graphite). Cette couche protège les surfaces contre l'usure comme le montrent les figures VI.28 (b) et VI.29. Pour le couple graphite-graphite, seule la charge a un effet significatif à cause de l'augmentation de la surface réelle de contact (Figs. VI. 33 et VI.34).

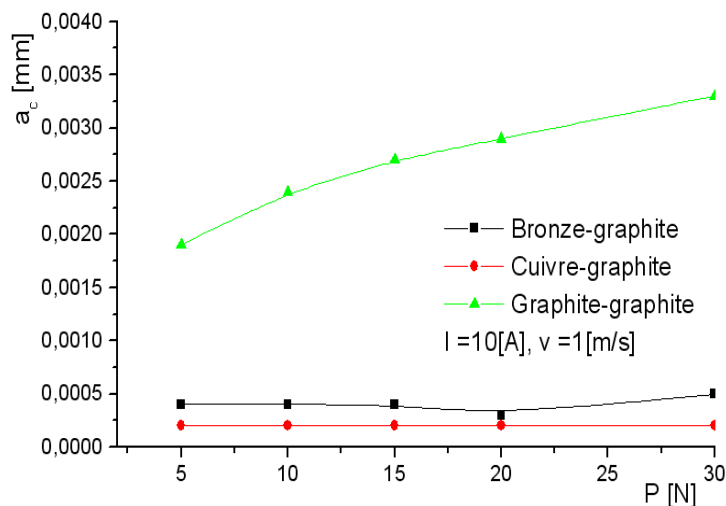


Figure VI.34. Evolution du rayon de la surface réelle de contact en fonction de la charge en présence du courant électrique  $I = 10$  A.

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

La croissance du film d'oxyde dépend des facteurs charge, vitesse, intensité du courant électrique et de l'activation des surfaces frottantes. 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. La diffusion de l'oxygène à travers le film d'oxyde est fonction du degré de déformation des surfaces en regard qui découle surtout de l'accroissement des densités de dislocation dans les cristaux d'une part et de la rupture de la couche oxydée d'autre part. Le mécanisme de formation et de rupture des films d'oxyde dépend de la vitesse de croissance de ces films. Pour le contact cuivre-graphite ou bronze-graphite, la couche d'oxyde formée sur la face frottée du pion est mince, compacte et uniforme (CuO). Cette couche protège le pion contre l'usure par oxydation. De ce fait, elle diminue le processus de diffusion des atomes activés par le champ électrique. Les films d'oxydes sont moins susceptibles de donner des filiations cristallines que les métaux, en raison de leur structure amorphe [5]. En réalité, l'effet du courant électrique est d'augmenter très légèrement la vitesse de croissance de l'oxyde. Dans ce cas, la croissance des oxydes est légèrement freinée (Fig. VI.35), ce qui diminue en particulier la formation des oxydes de graphite, connus comme oxydes abrasifs, et le résultat est une légère diminution de l'abrasion de la couche d'oxyde formé sur le pion [5].

Le contact graphite-graphite se caractérise par la présence d'une couche de particules noire, compacte, uniforme mais facilement détachable du métal sous-jacent (Fig. VI.22). Ces particules actives et accélèrent le processus d'usure abrasive (Fig. VI.29). Elles se présentent sous forme de poudre constituée d'un mélange de métal et des oxydes, auxquels s'ajoutent d'autres constituants interfaciaux absorbés. Elles restent dans l'interface, diminuent l'effet anti-grippant des couches oxydées, et accélèrent l'enlèvement des pellicules d'oxydes superficielles, tendant ainsi à augmenter l'usure pendant le régime de glissement (Fig. VI.29).

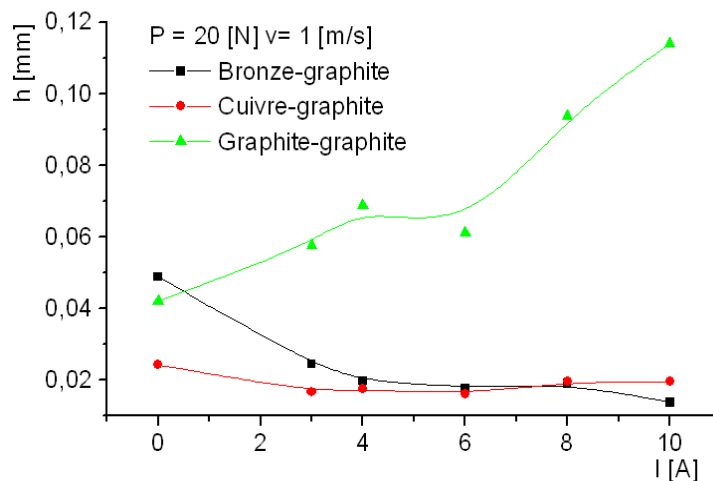


Figure VI.35. Evolution de l'épaisseur de la couche d'oxyde sur la face frottée du pion en fonction du courant électrique (P = 10 N, v = 1 m/s).

## VI.4. CONCLUSION

Dans ce chapitre, nous avons mis en évidence l'effet du courant électrique sur le comportement en frottement et en usure des couples dynamiques cuivre-graphite, bronze-graphite et graphite-graphite. La discussion des résultats repose sur des observations, des analyses et des calculs, en utilisant des moyens et des théories relatives aux contacts électriques glissants d'une manière générale. D'autre part, les moyens et les techniques utilisés ont permis de conclure que le passage du courant à l'interface joue un rôle majeur et régit le comportement tribologique des trois couples. En effet, le courant:

- modifie la morphologie générale des surfaces usées,
- modifie le type d'usure développé,
- favorise le phénomène d'oxydation, pour le contact dynamique bronze-graphite, qui diminue le frottement et l'usure,
- augmente la surface usée du pion et de la piste de friction du disque pour le contact graphite-graphite,
- modifie la nature de la couche d'oxyde,
- donne naissance à des particules d'oxyde abrasives qui favorisent l'usure par abrasion.

### Références bibliographiques (chapitre IV)

- [1] E.M. Bock, J.H. Whitely: Proceedings of the 20th IEEE Holm conference on electrical contact. p.128. 1974.
- [2] P.G. Slade, Electrical contacts: principles and applications. New York; Marcel Dekker Inc; 1999.
- [3] S. Hannel, S. Fouvry, P. Kapsa, L. Vincent. The fretting sliding transition as a criterion for elastical contact performance. *Wear* 249. Pp. 761-770. 2001.
- [4] A. Lee: Slade, Electrical contacts, principles and applications. New York: Marcel Dekker Inc.;. p. 300, 1999.
- [5] L. Tristani, E. M. Zindine, L. Boyer, G. Klimek, Mechanical Modelling of Fretting Cycles in Electrical Contacts. *Wear*, 249, 12. 2001.
- [6] R.D. Malucci. Characteristics of films developed in fretting experiments on tin plated contacts, *IEEE Trans Components Packag Technol* 24(3). pp. 399-407, 2001.
- [7] G.T. Flowers, X. Fei, M.J. Bozack, R.D. Malucci, *IEEE Trans Components Packag Technol*;27:65, 2004.
- [8] M. Braunovic, Overheating of flexible tinned copper connectors. *IEEE Trans Components Packag Technol* 24(03). pp. 384-388, 2001.
- [9] Y.W. Park, T. S. N. Sankara , K.Y. Lee, Effet of fretting amplitude and frequency on the fretting corrosion behavior of tin plated contact, *Surf Coat Technol* 201(6). pp. 2181-2192, 2006.

- [10] Y.W. Park, T. S. N. Sankara , K.Y. Lee. Effect of temperature on the fretting corrosion of tin plated copper alloy contacts, *Wear* 262(3-4). pp. 320-330, 2007.
- [11] W. Kowbel et C. H. Sham, *The Mechanism of fiber-matrix interactions in carbon-carbon composite carbon*, vol. 28, N°2/3, p. 287, 1990.
- [12] R. Holm, *Electrical Contacts Handbook*, Springer-Verlag, Berlin, Allemagne, p. 39-50 et 172-198, 1958.
- [13] A. Bouchoucha & AL. Influence of the electrical sliding speed on friction and wear processes in electrical contact copper-stainless steel. *Applied Surface Science* 224 , pp. 330-342, 2004.
- [14] 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 doctorat, INPL, Nancy, France, 1997.
- [15] S.R. Murrel, S.L. McCarthy, *Proceedings of the 43rd IEEE Holm conférence on electrical contacts*, p. I., 1997.
- [16] C.E. Heaton, S.L. McCarthy, *Proceedings of the 47th IEEE Holm conference on electrical contacts*: p. 209, 2001.
- [17] A. Senouci, *Etude theorique et experimentale du comportement tribologique d'un contact électrique cuivre-acier*, These Université de Poitiers, 2001.
- [18] Zhan Y, Zhang G. Friction and wear behavior of copper matrix composites reinforced with SiC and graphite particles. *Tribol Lett.*p. 1-8. 2004.
- [19] M. Braunovic. Effect of fretting on the contact resistance of aluminum with different contact materials. *IEEE Transactions on Components, Hybrids and Manufacturing Technology*, 2, 25–31, 1979.
- [20] J. Swingler. *Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers Part D-journal of Automobile Engineering - Proc Inst Mech Eng D-J Auto*, vol. 214, no. 6, pp. 615-623, 2000.
- [21] H. Zhongliang, C. Zhenhua, X. Jintong, D. Guoyun. Effect of PV factor on the wear of carbon brushes for micromotors, *Wear* 265. pp. 336-340, 2008.
- [22] S. G. Jia,P. Liu, F. Z. Ren, B. H. Tian, M. S. Zheng, G. S. Zhou , Sliding wear behavior of copper alloy contact wire against copper-based strip for high-speed electrified railways, *Wear* 262,pp 772-777, 2007.
- [23] R. Holm, *Electrical Contacts Handbook*, Springer-Verlag, Berlin, Allemagne, p. 39-50 et 172-198, 1958.
- [24] J.P. Bonal, J. Charles Robin, *Un matériau fascinant : le graphite*, 2005.
- [25] G. He Robbins, M. Muser, M. Robbins, Adsorbed Layer and the origin of static friction, *Science* 284 1650-1652, 1999.

- [26] O. Ajayi et K. C. Ludema, Formation of transfer films during ceramic/ceramic repeat pass sliding, *Wear of Materials*, vol. 1, p. 349, 1989.
- [27] Iliuc, *Tribology of thin layers*, Tribology series volume 4. Elsevier. pp. v-vi. 1980.
- [28] J. Weiss, C. Bord, *Les matériaux composites*, CETIM, tome I, CEP édit. Paris 1983.
- [29] A. Abdelal H.A.. On the interdependence between kinematics of friction- released thermal energy and the transition in wear mechanisms during sliding of metallic pairs, *Wear*. 254. pp. 384-900, 2003.
- [30] A. Samah, *Contribution à l'étude tribologique des matériaux composites carbone-carbone 2D,3D*, These I.N.L.P.Poly. Lorraine, 2000.
- [31] F. Hannachi, These U.E.R., *Modélisation d'un contact électrique soumis à une contrainte mécanique*, Nancy1, 1988.



## CONCLUSION GENERALE

Le travail exposé dans cette thèse s'inscrit dans le cadre d'une étude globale du processus d'évolution d'un contact dynamique sec avec et sans passage du courant électrique des couples : cuivre-graphite, bronze-graphite et graphite-graphite.

Dans notre étude nous avons proposé des modèles de calculs pour la détermination du coefficient de frottement, de l'usure, de la température de contact et du champ des contraintes pour les trois couples.

La confrontation des résultats expérimentaux et théoriques du coefficient de frottement proposé par le modèle de Bowden et Tabor, montre que ce dernier est optimisé pour les charges supérieures à 10N.

Une construction d'un modèle d'usure est faite par la théorie d'Archard. Cette partie a permis de décrire les étapes de construction de ce modèle d'usure et d'identifier les paramètres qui le constituent. En effet, la loi d'usure est en bonne corrélation avec les résultats de perte de matière pour les essais réalisés.

Le modèle exposé de la distribution de la température est un modèle de conduction traité dans une géométrie de révolution. Ce modèle a permis de décrire correctement la distribution de la température en tout point du modèle géométrique, et plus particulièrement au voisinage de la surface de contact. En effet, les résultats obtenus à partir de la résolution numérique de l'équation de la chaleur, nous ont permis de mettre en évidence la température expérimentale mesurée à 2 mm de contact avec et sans passage du courant électrique.

Le calcul numérique du champ des contraintes à partir de la modélisation du contact sphère-plan a été établi, grâce aux valeurs expérimentales du coefficient de frottement en fonction de la charge normale. Il ressort donc que le cisaillement critique nécessaire à la déformation du matériau sous-jacent descend en profondeur par rapport à la surface, avec l'augmentation de la charge appliquée. Il en résulte un accroissement de l'épaisseur de la zone déformée et de l'usure du pion. Le coefficient de frottement est un paramètre qui a une influence considérable sur la distribution des contraintes dans le contact dynamique et que l'effet de la force tangentielle est d'accroître la contrainte de compression à l'avant de la zone de contact et d'intensifier la traction à l'arrière de cette zone.

En absence du courant électrique, nous remarquons que la différence entre les valeurs des

coefficients de frottement des différents couples est faible. L'usure est essentiellement du type adhésif doux tant que des débris de haute dureté n'apparaissent pas dans l'interface. L'élévation de la température liée à la vitesse de glissement est moins importante que celle liée à la charge. Toutefois le contact graphite-graphite donne les meilleurs résultats tribologiques et ce, quelque soient les valeurs des paramètres mécaniques.

Le passage du courant électrique jouent un rôle majeur dans la nature, la composition et la rupture des films d'oxyde formés à l'interface du contact étudié et régissent son comportement en frottement et en usure. En effet, ces oxydes réduisent le nombre de jonctions métalliques, diminuent l'aire d'adhésion et le coefficient de frottement global. Leur rôle est analogue à celui d'un lubrifiant solide. Dans ces conditions, l'usure abrasive prédomine sur l'usure par oxydation et détermine en grande partie la durée de vie des couples. Le coefficient de frottement dans sa valeur moyenne ne présente pas une grande variation pour les trois couples étudiés et, le couple bronze-graphite révèle un meilleur comportement en frottement. De plus, le degré d'oxydation augmente. Les débris de haute dureté qui s'intercalent à l'interface, atteignent une certaine taille, ils se comportent comme des grains actifs, qui labourent les surfaces, creusent des sillons et augmentent considérablement l'usure des pions. En effet, le contact métal-graphite induit une usure plus faible que le contact graphite-graphite à cause de la rugosité des surfaces.

La décroissance de la résistance électrique de contact avec la charge appliquée présente la même allure pour les trois couples étudiés, la valeur de  $R_c$  relative au contact graphite-graphite est presque le double que celle enregistrée par le contact métal-graphite. Le contact cuivre-graphite présente une usure douce, la surface usée est plus importante par déformation plastique et la résistance électrique diminue. Le contact bronze-graphite a pour effets d'augmenter l'oxydation, diminuer l'usure, réduire la surface usée et minimiser la résistance électrique de contact. Dans le cas du contact graphite-graphite, la résistance électrique de contact diminue, ce qui signifie une augmentation de la surface réelle de contact et une diminution de la section occupé par l'oxyde qui se produit moins en profondeur dans le solide (facilement détachable). L'augmentation du taux d'usure avec l'augmentation de la surface usée affirme une usure de type adhésif doux.

Le passage du courant électrique dans l'interface dissipe une quantité importante de chaleur par effet Joule et entraîne, entre autres, l'oxydation et donne naissance à des couches d'oxydes entraînent un comportement sévère en frottement et usure et provoque une modification de structure à la surface. La vitesse de croissance de la couche d'oxyde dépend des paramètres mécaniques et/ou électriques ; mais le passage du courant électrique induit un champ électrique à l'interface qui influe sur l'épaisseur du film d'oxyde et sur son mode de formation et de rupture. La température du couple cuivre-graphite augmente ; par contre, dans le cas du contact bronze-graphite, la température semble peut dépendante de la charge et elle présente un comportement contradictoire pour le contact graphite-graphite. Les températures en présence du courant électrique, restent toujours supérieures à

celles enregistrées quant il n'y a pas de courant. L'augmentation du rayon de contact réel est proportionnelle à l'augmentation du courant électrique ainsi qu'à l'augmentation de la charge appliquée.

En outre, il est extrêmement important de considérer l'évolution de la rugosité dans le temps du contact. Effectivement, au cours de l'essai, avec l'usure des surfaces, la formation et l'agglomération des débris, la géométrie du contact se trouvent profondément modifiées.

Il est nécessaire de rappeler que ce travail ne peut donc être considéré que comme une contribution que nous espérons significative dans le cadre d'une étude plus complexe. Dans cette étude, nous avons seulement décrit d'une façon qualitative les mécanismes qui régissent le comportement dans les contacts dynamiques sec avec et sans passage du courant électriques.

Toutefois, les points qu'il faudrait considérer dans les projets à venir ; concernent la mesure de la température dans plusieurs points sur l'axe du pion, en effectuant des tests dans différents environnements (air sec, air humide, oxygène, argon, azote,..) en utilisant une source de courant alternative. Dans ces conditions, il est aussi important de développer des modèles numériques qui prédisent la diffusion de l'oxygène à travers la couche d'oxyde dans les contacts électriques glissants d'une manière générale.

## ملخص

تتناول الأطروحة السلوك التريبولوجي لأزواج البرونز-جرافيت، الجرافيت-جرافيت والنحاس-جرافيت في حركة انزلاق جاف بدون و بمرور التيار الكهربائي. حيث أجرينا تجارب مخبرية لتحديد معامل الاحتكاك، معدل التآكل ودرجة الحرارة في المنطقة المجاورة للاحتكاك بتغير المعالم الميكانيكية والكهربائية.

ابتداءً من نموذج باودن و طابور، حسبنا معامل الاحتكاك ونموذج ارشارد حسبنا معدل التآكل. قياسات تغير درجة الحرارة في الاصبع المجهز بالتارموكويل يعطينا تدفق الحرارة في الاصبع وتقدير حقل درجة الحرارة في جميع أنحاء منطقة الاصبع و القرص من قبل وسيلة عديدة قائمة على توزيع حجم محدود.

من المهم أن نعرف نوع وحجم الضغوط الميكانيكية التي فرضت على منطقة الانزلاق. للقيام بذلك تم تطوير نموذج على أساس الحلول شبه التحليلية من خلال برنامج في الماطلاب.

تستند مناقشة النتائج على ملاحظات وتحليلات مسارات الاحتكاك. هذه التحليلات تبين ان التيار الكهربائي له تأثير مهم على نوع و معدل نمو طبقة الأكسيد. آلية تشكيل و تمزق هذه الطبقة تتحكم في السلوك التريبولوجي خاصتها مع وجود التيار الكهربائي. تحليل المقاومة الكهربائية يبين الظاهرة الدورية لنمو وانقلاع طبقة الأكسيد. هذه الدراسة سمحت ايضا بتبيين ظروف الاحتكاك الامثل مع وبدون مرور التيار الكهربائي لزيادة حبات الأزواج و جعل خيار حكيم لافضل الأزواج. مفتاح الكلمات: الاحتكاك، التآكل، الحرارة، الضغوط، التيار الكهربائي، البرونز، الجرافيتالنحاس

## **ABSTRACT**

Our study concerns the tribological behavior of bronze-graphite, copper-graphite and graphite-graphite couples in a dry sliding contact with and without electrical current. We conducted experimental trials to determine the coefficient of friction, wear and temperature in the vicinity of the contact as a function of mechanical and electrical parameters.

Starting from the Bowden and Tabor, we have calculated friction coefficient and using the Archard's we have determined the wear rate of the pin. Measurements of the temperature change in the pins instrumented of thermocouple lead to estimate the heat flow in the pin. The distribution of the temperature field in the pin-disk geometrical area is obtained with a numerical method based on finite volume elements.

It is important to know the type and magnitude of mechanical stresses imposed at the contact dynamics. To do this, a modeling based on quasi-analytical solutions was developed by a Matlab program.

The discussion of results is based on observations and analyzes of worn surfaces of the contact elements. These analyzes show that the electric current has a significant influence on the nature, composition and the growth rate of the oxide layer. The mechanism of formation and rupture of the film govern the tribological behavior, especially in the presence of electrical current. The analysis of the electrical contact resistance shows the cyclical growth and rupture of this film. This study also optimizes operating conditions tribocontacts, with and without electrical current, to increase the life of these couples and make a wise choice for best couple.

Keywords: friction, wear, temperature, stresses, contact dynamic, electric current, oxide, bronze, graphite, copper.

## **RÉSUMÉ**

Notre étude porte sur le comportement tribologique sec des couples bronze-graphite, cuivre-graphite et graphite-graphite dans un contact glissant, avec et sans passage du courant électrique. Nous avons mené des essais expérimentaux pour déterminer le coefficient de frottement, l'usure et la température au voisinage du contact, en fonction des paramètres mécaniques et électriques.

En partant du modèle de Bowden et Tabor, nous avons calculé le coefficient de frottement et en utilisant le modèle d'Archard, nous avons déterminé le taux d'usure du pion. Les mesures de la température dans les pions instrumentés de thermocouple ont permis d'estimer le flux thermique dans le pion. La distribution du champ de température dans le domaine géométrique pion-disque est obtenue à l'aide d'une méthode numérique basée sur les volumes finis.

Il est important de connaître le type et l'amplitude des contraintes mécaniques imposées au niveau du contact dynamique. Pour ce faire, une modélisation basée sur des solutions quasi-analytiques a été élaborée par un programme en Matlab.

La discussion des résultats obtenus s'appuie sur des observations et des analyses des surfaces usées des éléments de contact. Ces analyses montrent que le courant électrique a une influence significative sur la nature, la composition ainsi que sur la vitesse de croissance de la couche oxydée. Le mécanisme de formation et de rupture de ce film régit le comportement tribologique, particulièrement en présence du courant électrique. L'analyse de la résistance électrique de contact montre le phénomène cyclique de croissance et de rupture de ce film. Cette étude a permis en outre, d'optimiser les conditions de fonctionnement des tribocontacts avec et sans courant électrique afin d'augmenter la durée de vie de ces couples et faire un choix judicieux du meilleur couple.

Mots clés : frottement, usure, température, contrainte, contact dynamique, courant électrique, oxyde, bronze, graphite, cuivre.